

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia

Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

APLICAÇÃO DO PROCESSO DE SOLDAGEM A PONTO POR FRICÇÃO EM ESTRUTURAS  
AERONÁUTICAS: OTIMIZAÇÃO DE PARÂMETROS DE PROCESSO E AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE  
DAS SOLDAS PARA A LIGA DE ALUMÍNIO 2198-T8

**Gabriel Pieta Dias**

Tese para obtenção do Título de Doutor  
em Engenharia

Porto Alegre  
2013

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia

Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

APLICAÇÃO DO PROCESSO DE SOLDAGEM A PONTO POR FRICÇÃO EM ESTRUTURAS  
AERONÁUTICAS: OTIMIZAÇÃO DE PARÂMETROS DE PROCESSO E AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE  
DAS SOLDAS PARA A LIGA DE ALUMÍNIO 2198-T8

GABRIEL PIETA DIAS  
Engenheiro Metalúrgico

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Porto Alegre  
2013

II

Esta tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovada em sua forma final, pelo orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Fabiano Dornelles Ramos, IFRS - Caxias do Sul  
Dr. Mariane Chludzinski, FLE - Fundação Luiz Englert  
Dr. Toni Roger Schifelbain de Lima, FAURGS

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker  
Coordenador do PPGEM

Dedico esta tese aos meus pais Jader e Carmen.

## AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Telmo Roberto Strohaecker pela orientação do trabalho de doutorado.

Ao Dr. Jorge Fernandez dos Santos pela orientação e apoio durante o período de doutorado no exterior (Alemanha) assim como pela amizade criada durante este período.

Ao instituto Helmholtz-Zentrum Geesthacht (Alemanha) pelo suporte tecnológico e apoio financeiro fornecidos no desenvolvimento do trabalho.

À CAPES e ao CNPq pelo apoio financeiro.

## SUMÁRIO

|   |       |
|---|-------|
| LISTA DE FIGURAS .....  | VIII  |
| LISTA DE TABELAS .....  | XVI   |
| LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS .....  | XVIII |
| RESUMO .....  | XIX   |
| ABSTRACT .....  | XX    |
| <br>  |       |
| 1.0 INTRODUÇÃO .....  | 1     |
| <br>  |       |
| 2.0 MOTIVAÇÃO .....   | 2     |
| <br>  |       |
| 3.0 OBJETIVOS .....   | 3     |
| <br>  |       |
| 4.0 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....   | 4     |
| 4.1 Processos de soldagem a ponto por fricção no estado sólido .....                | 4     |
| 4.1.1 Soldagem a ponto como variante do processo por fricção linear<br>(FSSW) ..... | 4     |
| 4.1.2 Soldagem a ponto por fricção (FSpW) .....                                     | 5     |
| 4.2 Microestrutura das soldas produzidas por FSpW .....                             | 10    |
| 4.3 Ligas de alumínio do sistema Al-Cu-Li .....                                     | 12    |
| 4.4 Método <i>Taguchi</i> .....   | 13    |
| 4.5 Juntas estruturais em aeronaves .....   | 14    |
| 4.5.1 Considerações gerais de projeto .....   | 14    |
| 4.5.2 Juntas rebitadas de sobreposição .....  | 16    |
| 4.5.3 Variáveis de projeto de juntas de rebitadas de sobreposição .....             | 17    |
| <br>  |       |
| 5.0 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL .....   | 21    |
| 5.1 Processo de soldagem .....  | 21    |
| 5.2 Material .....  | 23    |
| 5.3 Estudo da otimização dos parâmetros de soldagem - Método <i>Taguchi</i> .....   | 23    |
| 5.4 Avaliação do efeito individual das variáveis do processo .....                  | 25    |
| 5.5 Ensaio de cisalhamento .....  | 25    |
| 5.6 Caracterização das soldas .....   | 27    |

|       |  |     |
|-------|--|-----|
| 5.7   | Avaliação da integridade das juntas soldadas .....   | 27  |
| 5.7.1 | Ensaio quase-estático .....                          | 27  |
| 5.7.2 | Análise de deformações por imagens.....              | 30  |
| 5.7.3 | Ensaio de fadiga.....                                | 32  |
| 5.7.4 | Análise da fratura.....                              | 33  |
| 6.0   | RESULTADOS E DISCUSSÃO.....                          | 34  |
| 6.1   | Otimização dos parâmetros de soldagem.....           | 34  |
| 6.1.1 | Chapas de 1,6mm de espessura.....                    | 34  |
| 6.1.2 | Chapas de 3,2mm de espessura.....                    | 53  |
| 6.2   | Avaliação da integridade das juntas soldadas .....   | 66  |
| 6.2.1 | Ensaio quase-estático .....                          | 66  |
| 6.2.2 | Avaliação de deformações por análise de imagens..... | 82  |
| 6.3   | Ensaio de fadiga .....                               | 97  |
| 6.3.1 | Análise da fratura .....                             | 115 |
| 7.0   | CONCLUSÕES .....                                     | 124 |
| 8.0   | SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....                | 126 |
| 9.0   | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....                     | 128 |
| 10.0  | APÊNDICE I.....                                      | 135 |

## LISTA DE FIGURAS

|             |  |    |
|-------------|--|----|
| Figura 4.1  | Ilustração esquemática do processo FSW [1].....  | 5  |
| Figura 4.2  | Ilustração esquemática do processo FSSW [16].....  | 5  |
| Figura 4.3  | Representação esquemática do sistema de ferramentas utilizados no processo FSpW. (a) Pino; (b) Camisa; (c) Anel de fixação e (d) configuração do sistema de ferramentas [2].....                       | 6  |
| Figura 4.4  | Sequência de estágios do processo FSpW para ambas variantes penetração da camisa e penetração do pino [23].....  | 8  |
| Figura 4.5  | Micrografia de uma junta soldada por FSpW na liga Alclad 2024-T3 mostrando as regiões da solda formadas – ZM, ZTMA e ZTA [23].....   | 10 |
| Figura 4.6  | Microestrutura das zonas formadas na junta soldada por FSpW na liga de alumínio 6181-T4 mostrando em detalhe: (a) os grão deformados da ZTMA e (b) a microestrutura de grãos refinados na ZM [20]..... | 11 |
| Figura 4.7  | Desenho esquemático mostrando a utilização de juntas rebitadas de sobreposição na fuselagem de aeronaves [34].....   | 16 |
| Figura 4.8  | Ilustração mostrando a configuração de juntas rebitadas de sobreposição para uma, duas e três linhas de rebites [35].....  | 17 |
| Figura 4.9  | Variáveis geométricas avaliadas no projeto de juntas rebitadas de sobreposição [34].....   | 19 |
| Figura 4.10 | Valores mínimos para as variáveis geométricas recomendados no projeto de juntas de sobreposição simples fixadas mecanicamente [30].....  | 20 |
| Figura 5.1  | Máquina de soldagem a ponto por fricção utilizada no estudo.....   | 22 |
| Figura 5.2  | Imagem da ferramenta de soldagem utilizada na produção das soldas mostrando seus componentes e forma de montagem da ferramenta.....  | 22 |

|            |   |    |
|------------|---|----|
| Figura 5.3 | Dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios de cisalhamento para avaliação da resistência ao cisalhamento das soldas produzidas.....   | 26 |
| Figura 5.4 | (a) Máquina de tração Zwick-Roell utilizada nos ensaios de cisalhamento. (b) Detalhe do corpo de prova de cisalhamento posicionado para a realização do ensaio.....   | 26 |
| Figura 5.5 | Ilustração das variáveis geométricas avaliadas no estudo da integridade das juntas soldadas.....  | 28 |
| Figura 5.6 | Geometria dos corpos de prova ATC para duas linhas de solda (Ns=2) indicando as variáveis geométricas avaliadas nas configurações das juntas soldadas.....  | 29 |
| Figura 5.7 | Geometria dos corpos de prova ATC para três linhas de solda (Ns=3) indicando as variáveis geométricas avaliadas nas configurações dos arranjos de solda.....  | 30 |
| Figura 5.8 | Imagem do corpo de prova ATC com a superfície preparada para a realização do ensaio de avaliação de deformações por análise de imagens utilizando o software ARAMIS.....  | 32 |
| Figura 1.9 | Fluxograma das etapas do Procedimento Experimental.....   | 32 |
| Figura 6.1 | Gráficos resultantes do Método <i>Taguchi</i> para chapas de espessura de 1,6mm em termos de Médias e S/R. (a) Velocidade de Rotação (b) Tempo de Soldagem (c) Profundidade de Penetração.....  | 37 |
| Figura 6.2 | Gráfico comparativo entre a resistência da junta soldada produzida por FSpW e de juntas rebidadas (diferente tipos de rebites de alumínio) em função do diâmetro do rebite para espessura de chapa de 1,6mm [39].....   | 40 |
| Figura 6.3 | Micrografia do material de base da chapa de espessura de 1,6mm na direção de laminação. Reagente: Keller.....   | 42 |
| Figura 6.4 | (a) Macrografia da secção transversal da solda produzida nas chapas de 1,6mm de espessura utilizando a condição de soldagem 7. (b) Zona de Mistura – ZM; (c) Região de fronteira entre ZM e ZTMA; (d) Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA); (e) Zona Termicamente Afetada – ZTA. Reagente: Keller..... | 42 |
| Figura 6.5 | Gráfico mostrando as macrografias das soldas produzidas em função da Velocidade de Rotação e da Profundidade de Penetração, sendo o Tempo de Soldagem indicado para cada condição.....  | 43 |

|             |   |    |
|-------------|---|----|
| Figura 6.6  | Perfis de microdureza das soldas produzidas nas chapas de 1,6mm de espessura utilizando as condições de soldagem número 1, 4 e 7, representando diferentes níveis de resistência mecânica.....  | 45 |
| Figura 6.7  | Efeito da velocidade de rotação na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.....   | 48 |
| Figura 6.8  | Efeito do tempo de soldagem na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.....   | 49 |
| Figura 6.9  | Efeito da profundidade de penetração na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.....  | 50 |
| Figura 6.10 | Representação esquemática do Tempo de Permanência aplicado ao processo de soldagem FSpW utilizando a variante “penetração da camisa”. (a) Processo sem o uso do Tempo de Permanência; (b) Processo com uso do Tempo de Permanência.....   | 51 |
| Figura 6.11 | Efeito do Tempo de Permanência (dwell time) na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.....   | 52 |
| Figura 6.12 | Gráficos resultantes do Método <i>Taguchi</i> para chapas de espessura de 3,2mm em termos de Médias e S/R. (a) Velocidade de Rotação (b) Tempo de Soldagem (c) Profundidade de Penetração.....  | 55 |
| Figura 6.13 | Gráfico comparativo entre a resistência da junta soldada produzida por FSpW e de juntas rebidadas (diferente tipos de rebites de alumínio) em função do diâmetro do rebite para espessura de chapa de 3,2mm [39].....   | 58 |
| Figura 6.14 | Micrografia do material de base da chapa de espessura de 3,2mm na direção de laminação. Reagente: Keller.....   | 59 |
| Figura 6.15 | (a) Macrografia da secção transversal da solda produzida nas chapas de 3,2mm de espessura utilizando a condição de soldagem 4. (b) Zona de Mistura – ZM; (c) Região de fronteira entre ZM e ZTMA; (d) Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA); (e) Zona Termicamente Afetada – ZTA. Reagente: Keller..... | 60 |
| Figura 6.16 | Perfis de microdureza das soldas produzidas nas chapas de 3,2mm de espessura utilizando as condições de soldagem número 4, 8 e 10, representando diferentes níveis de resistência mecânica.....   | 62 |
| Figura 6.17 | Efeito da Velocidade de Rotação na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 3,2mm de espessura.....   | 63 |

|             |   |    |
|-------------|---|----|
| Figura 6.18 | Efeito do Tempo de Soldagem na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.....   | 64 |
| Figura 6.19 | Efeito da Profundidade de Penetração na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 3,2mm de espessura.....  | 65 |
| Figura 6.20 | Efeito do Tempo de Permanência (dwell time) na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 3,2mm de espessura.....   | 66 |
| Figura 6.21 | Imagens dos corpos de prova antes e após os ensaios quase-estáticos realizados para a avaliação da resistência mecânica das juntas soldadas. Configurações para 2 linhas de solda ponto.....  | 68 |
| Figura 6.22 | Imagens dos corpos de prova antes e após os ensaios quase-estáticos realizados para a avaliação da resistência mecânica das juntas soldadas. Configurações para 3 linhas de solda ponto.....  | 69 |
| Figura 6.23 | Modos de fratura de juntas fixadas mecanicamente (rebites e parafusos) ilustrados para junta com dupla sobreposição. (a) Arrancamento através da cabeça do fixador; (b) Falha por tensão na seção transversal [31].....   | 71 |
| Figura 6.24 | Influência da distância do centro da solda à borda ( $L_b$ ) na resistência estática das juntas para as diferentes configurações avaliadas.....   | 72 |
| Figura 6.25 | Influência da distância entre linhas de solda ( $L_s$ ) na resistência estática das juntas para as diferentes configurações avaliadas.....  | 73 |
| Figura 6.26 | Influência do número de linhas de solda ( $L_s$ ) na resistência estática das juntas para as diferentes configurações avaliadas.....  | 74 |
| Figura 6.27 | Gráfico esquemático da eficiência estrutural de juntas fixadas mecanicamente em função da razão entre diâmetro do fixador ( $d$ ) e largura da chapa ( $l$ ) [47].....  | 75 |
| Figura 6.28 | Gráfico da eficiência estrutural ( $E_f$ ) das juntas soldadas avaliadas nos ensaios quase-estáticos em função da razão do diâmetro da solda ( $D$ ) e a largura da junta ( $l$ ). As imagens contidas no gráfico ilustram o modo de fratura observado experimentalmente nos ensaios..... | 81 |
| Figura 6.29 | Imagem do corpo de prova ATC 1,5D-3D-2 mostrando a preparação superficial realizada para a análise das deformações durante os ensaios quase-estáticos.....  | 83 |

|             |   |    |
|-------------|---|----|
| Figura 6.30 | Resultado da análise das deformações principais desenvolvidas nas juntas instantes antes da fratura para as juntas ATC1,5D-3D-2 ( $D/l=0,33$ ) e ATC 1,5D-5D-2 ( $D/l=0,2$ ) mostrando o comportamento das deformações em função da razão $D/l$ .....                               | 85 |
| Figura 6.31 | Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 1,5D-5D-2.....  | 86 |
| Figura 6.32 | Resultado da análise das deformações principais instantes antes da fratura das juntas mostrando o comportamento da distribuição de deformações em função da distância do centro da solda à borda ( $L_b$ ) para as configurações apresentando $L_s=3D$ e $N_s=2$ ( $D/l=0,3$ )..... | 88 |
| Figura 6.33 | Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 2D-3D-2.....  | 89 |
| Figura 6.34 | Resultado da análise das deformações principais instantes antes da fratura das juntas mostrando o comportamento da distribuição de deformações em função da distância do centro da solda à borda ( $L_b$ ) para as configurações apresentando $L_s=5D$ e $N_s=2$ ( $D/l=0,2$ )..... | 90 |
| Figura 6.35 | Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-5D-2 e ATC 2D-5D-2.....  | 91 |
| Figura 6.36 | Resultado da análise das deformações principais instantes antes da fratura das juntas em função do número de linhas de solda ( $N_s$ ) para as configurações apresentando $L_b=1,5D$ e $L_s=3D$ ( $D/l=0,33$ ).....   | 93 |
| Figura 6.37 | Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 1,5D-3D-3.....  | 94 |
| Figura 6.38 | Resultado da análise das deformações principais instantes antes da fratura das juntas em função do número de linhas de solda ( $N_s$ ) para as configurações com $L_b=1,5D$ e $L_s=5D$ ( $D/l=0,20$ ).....  | 96 |
| Figura 6.39 | Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-5D-2 e ATC 1,5D-5D-3.....  | 97 |
| Figura 6.40 | Exemplo dos corpos de prova utilizados nos ensaios de fadiga.....   | 98 |

|             |  |     |
|-------------|--|-----|
| Figura 6.41 | Corpo de prova após ensaio de fadiga apresentando falha na seção transversal na chapa superior (S). Configuração: ATC 2D-5D-2.....   | 99  |
| Figura 6.42 | Corpo de prova após ensaio de fadiga apresentando falha na seção transversal na chapa inferior (I). Configuração: ATC 2D-5D-2.....   | 99  |
| Figura 6.43 | Corpo de prova após ensaio de fadiga apresentando falha por arrancamento no botão de solda (A). Configuração: ATC 1,5D-5D-2.....   | 100 |
| Figura 6.44 | Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 1,5D-3D-2.....   | 105 |
| Figura 6.45 | Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 1,5D-5D-2.....   | 105 |
| Figura 6.46 | Curvas de Wohler das diferentes configurações de juntas soldadas avaliadas no estudo.....  | 107 |
| Figura 6.47 | Curva de tensão nominal x deslocamento resultante do ensaio quase-estáticos para as configurações ATC 2D-5D-3 e ATC 2D-3D-3, onde se observa um maior deslocamento resultante para uma mesma tensão nominal aplicada no caso da distância $L_s=5D$ ..... | 107 |
| Figura 6.48 | Curvas de Wohler avaliando o efeito da distância da borda ( $L_b$ ) e do número de linhas de soldas ( $N_s$ ) no desempenho em fadiga das juntas soldadas para distância entre linhas de soldas de $L_s=3D$ .....  | 108 |
| Figura 6.49 | Curvas de Wohler avaliando o efeito da distância da borda ( $L_b$ ) e do número de linhas de soldas ( $N_s$ ) no desempenho em fadiga das juntas soldadas para distância entre linhas de soldas de $L_s=5D$ .....  | 109 |
| Figura 6.50 | Curvas de Wohler mostrando o comportamento em fadiga das juntas soldadas em função da distância entre linhas de soldas ( $L_s=3D$ e $L_s=5D$ ).....  | 110 |
| Figura 6.51 | Gráfico comparativo entre o desempenho em fadiga de juntas soldadas por FSpW e juntas rebitadas.....   | 112 |
| Figura 6.52 | Imagem metalográfica mostrando em detalhe a formação do “gancho” indicada pelo círculo na figura. Solda produzida nas chapas de 1,6mm de espessura com os parâmetros de soldagem definidos como condição 12 (C12).....                                   | 114 |

|             |  |     |
|-------------|--|-----|
| Figura 6.53 | Regiões da superfície de fratura da chapa superior da junta onde foram realizadas as análises da fratura para a falha na seção transversal na chapa superior.....  | 116 |
| Figura 6.54 | Imagem de MEV da superfície de fratura na região 1 mostrando a formação do “gancho” na superfície de contato entre chapas. Detalhe da região da ponta do “gancho” em maior aumento identificando o local de múltiplos pontos de nucleação das trincas de fadiga, onde a orientação das estrias de fadiga indica uma propagação na direção da espessura da chapa..... | 117 |
| Figura 6.55 | Imagem de MEV da superfície de fratura na região 2 em diferentes aumentos. (a) Aspecto geral da superfície de fratura da região 2. (b) Detalhe em maior aumento das estrias de fadiga.....   | 118 |
| Figura 6.56 | Imagem de MEV da superfície de fratura na região 3 em diferentes aumentos. (a) Aspecto geral da superfície de fratura da região 3. (b) Detalhe em maior aumento das estrias de fadiga.....   | 118 |
| Figura 6.57 | Imagem de MEV da superfície de fratura na região 4 em diferentes aumentos. (a) Aspecto geral da superfície de fratura da região 4. (b) Detalhe em maior aumento das microvadidades.....  | 119 |
| Figura 6.58 | Regiões da superfície de fratura da solda superior (chapa superior da junta) onde foram realizadas as análises da fratura para o modo de falha por arrancamento no botão de solda.....   | 120 |
| Figura 6.59 | Imagens de MEV da região 1 da superfície de fratura analisada. (a) Imagem mostrando a formação do “gancho” na chapa superior. (b) Detalhe da ponta do “gancho” evidenciando diversos pontos de nucleação de trincas de fadiga.....   | 121 |
| Figura 6.60 | Imagens de MEV da região 2 da superfície de fratura analisada. (a) Região lateral da solda onde podem ser observados dois processos distintos de propagação das trincas de fadiga. (b) Detalhe da região onde ocorre a propagação das trincas de fadiga na direção horizontal ao longo do perímetro da solda.....  | 122 |
| Figura 6.61 | Imagens de MEV da região 3 onde ocorre o estágio final do processo de fratura. (a) Imagem mostrando a fratura final onde se evidencia uma fratura por sobrecarga por cisalhamento de modo dúctil. (b) Detalhe em maior aumento da região 3 mostrando a presença do coalescimento de microcavidades alongadas.....  | 123 |
| Figura 10.1 | Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 2D-3D-2.....   | 135 |

|             |  |     |
|-------------|--|-----|
| Figura 10.2 | Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 1,5D-3D-3..... | 135 |
| Figura 10.3 | Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 2D-3D-3.....   | 136 |
| Figura 10.4 | Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 2D-5D-2.....   | 136 |
| Figura 10.5 | Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 1,5D-5D-3..... | 137 |
| Figura 10.6 | Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 2D-5D-3.....   | 137 |

## LISTA DE TABELAS

|             |   |    |
|-------------|---|----|
| Tabela 4.1  | Variáveis controláveis do processo FSpW [3].  | 9  |
| Tabela 5.1  | Composição química da liga de alumínio 2198-T8 usada no estudo nas espessuras de chapa de 1.6 e 3.2mm.  | 23 |
| Tabela 5.2  | Variáveis do processo FSpW e os respectivos níveis avaliados no estudo da otimização dos parâmetros de soldagem para chapas de espessura de 1,6 e 3,2mm.                        | 24 |
| Tabela 5.3  | Combinações das variáveis geométricas dos corpos de prova ATC avaliadas nos ensaios quase-estáticos e a nomenclatura usada na identificação de cada uma das configurações.      | 30 |
| Tabela 6.1  | Matriz de testes gerada pelo Método <i>Taguchi</i> e os respectivos resultados dos ensaios de cisalhamento para as soldas produzidas nas chapas de 1,6mm.                       | 35 |
| Tabela 6.2  | Tabela de resultados da análise do Método <i>Taguchi</i> em termos de Médias e Razão S/R.   | 35 |
| Tabela 6.3  | Combinação dos parâmetros de soldagem sugerida pelo Método <i>Taguchi</i> como condição de soldagem otimizada para chapas de espessura de 1,6mm.                                | 37 |
| Tabela 6.4  | Parâmetros de soldagem definidos como a condição otimizada para a liga AA2198-T8 na espessura de chapa de 1,6mm.  | 38 |
| Tabela 6.5  | Nova matriz de ensaios realizada para a avaliação do efeito individual das variáveis do processo na resistência mecânica das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura. | 47 |
| Tabela 6.6  | Matriz de testes gerada pelo Método <i>Taguchi</i> e os respectivos resultados dos ensaios de cisalhamento para as soldas produzidas nas chapas de 3,2mm.                       | 54 |
| Tabela 6.7  | Tabela de resultados da análise do Método <i>Taguchi</i> em termos de Médias e Razão S/R.   | 54 |
| Tabela 6.8  | Combinação dos parâmetros de soldagem sugerida pelo Método <i>Taguchi</i> como condição de soldagem otimizada para chapas de 3,2mm de espessura.                                | 55 |
| Tabela 6.9  | Combinação dos parâmetros de soldagem definidas como condições de soldagem otimizadas para chapas de 3,2mm de espessura.  | 57 |
| Tabela 6.10 | Nova matriz de ensaios realizada para a avaliação do efeito individual das variáveis do processo na resistência mecânica das juntas soldadas para chapas de 3,2mm de espessura. | 63 |

|             |  |     |
|-------------|--|-----|
| Tabela 6.11 | Resultados dos ensaios quase-estáticos em termos de tensão nominal máxima média atingida até a falha das juntas para as diferentes configurações de juntas descritas na tabela 6.3. .... | 67  |
| Tabela 6.12 | Valores da eficiência estrutural (Ef) para as configurações de juntas avaliadas nos ensaios quase-estáticos em função da razão entre diâmetro da solda e largura do componente. ....     | 76  |
| Tabela 6.13 | Estimativa do coeficiente empírico da solda (coeficiente $\alpha$ ). ....  | 79  |
| Tabela 6.14 | Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 1,5D-3D-2. ....   | 100 |
| Tabela 6.15 | Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 2D-3D-2 ....  | 101 |
| Tabela 6.16 | Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 1,5D-3D-3. ....   | 101 |
| Tabela 6.17 | Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 2D-3D-3. ....   | 102 |
| Tabela 6.18 | Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 1,5D-5D-2. ....   | 102 |
| Tabela 6.19 | Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 2D-5D-2. ....   | 103 |
| Tabela 6.20 | Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 1,5D-5D-3. ....   | 103 |
| Tabela 6.21 | Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 2D-5D-3. ....   | 104 |

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

|      |  |
|------|--|
| A    | arrancamento no botão de solda;                                |
| ATC  | corpos de prova de alta transferência de carregamento;         |
| D    | diâmetro da solda;   |
| DOE  | planejamento de experimentos;                                  |
| Ef   | eficiência estrutural;   |
| FSpW | soldagem a ponto por fricção;                                  |
| FSSW | soldagem a ponto como variante do processo por fricção linear; |
| FSW  | soldagem por fricção linear;                                   |
| I    | falha na chapa inferior;                                       |
| l    | largura da junta;  |
| Lb   | distância da solda à borda;                                    |
| Ls   | distância entre linhas de soldas;                              |
| MEV  | microscopia eletrônica de varredura;                           |
| Ns   | número de linhas de soldas;                                    |
| S    | falha na chapa superior;                                       |
| S/R  | razão sinal/ruído;   |
| ZM   | zona de mistura;   |
| ZTA  | zona termicamente afetada;                                     |
| ZTMA | zona termo-mecanicamente afetada;                              |

## RESUMO

O processo de soldagem a ponto por fricção (FSpW) é uma tecnologia de soldagem no estado sólido que apresenta um forte potencial na aplicação na indústria aeronáutica entre outras. Em aeronaves, o processo apresenta-se como uma potencial alternativa ao processo de rebiteamento possibilitando a redução de peso das estruturas e uma maior produtividade. Atualmente, a liga de alumínio 2198-T8 (AA2198-T8), que se trata de uma liga do sistema Al-Cu-Li, vem sendo proposta como uma opção de liga metálica para diversas aplicações estruturais em aeronaves devido a sua baixa densidade e alto desempenho mecânico. Considerando aplicações industriais futuras, o presente estudo buscou realizar uma avaliação da integridade de juntas soldadas pelo processo FSpW na liga AA2198-T8 baseado em ensaios da indústria aeronáutica utilizando como ferramenta a técnica de análise de deformações pelo método ARAMIS. Nesse sentido, foi realizada uma otimização dos parâmetros de soldagem para o processo FSpW aplicado à chapas da liga AA2198-T8 através de uma abordagem estatística utilizando o Método *Taguchi*. Além disso, o efeito individual das variáveis de processo investigadas no desempenho mecânico das juntas soldadas foi avaliado. Uma vez determinados parâmetros de soldagem otimizados, os mesmos foram utilizados em estudos para a avaliação da integridade das soldas produzidas. O desempenho mecânico de configurações de juntas soldadas de sobreposição foi avaliado através de ensaios quase-estáticos e ensaios de fadiga. As configurações das juntas soldadas foram definidas baseadas em variáveis geométricas usadas no projeto estrutural de juntas fixadas por rebites. Os resultados obtidos apontam um bom desempenho estático das soldas embora o desempenho em fadiga tenha sido pouco satisfatório. Por fim, o presente estudo fornece informações relevantes como uma investigação preliminar da aplicabilidade do processo FSpW em componentes estruturais da indústria aeronáutica.

## ABSTRACT

Friction spot welding (FSpW) is a solid-state joining technology and has a strong perspective in aircraft applications as potential alternative to riveting in structures enabling weight savings and higher productivity. Currently the 2198-T8 aluminium alloy (Al-Cu-Li system) is being proposed as a metallic option for many aircraft structural applications due its low density and high mechanical performance. Considering future industrial applications, the present work aimed an integrity evaluation for FSpW welded joints in aluminium alloy 2198-T8 based on aircraft industry tests using deformation evaluation technique by ARAMIS method. In this way, an optimisation of welding parameters for FSpW process in aluminium alloy 2198-T8 sheets by statistical approach using *Taguchi* method was performed in the present work. Furthermore, the individual effect of the investigated process variables on the mechanical performance of the welded joints was carried out. Once set the optimised welding parameters these were used in structural assessment studies of friction spot welds in aircraft structures. The mechanical performance of spot welded lap joint configurations were evaluated by quasi-static and fatigue tests. The joint configurations were set based on geometric variables used in structural design of mechanically fastened joints by rivets. The results of present work indicate a good static performance of welds although fatigue performance was not satisfactory. Finally, the present work provides relevant information as a preliminary investigation of friction spot welding process applicability in structural components in aircraft industry.

## 1.0 INTRODUÇÃO

O processo de soldagem por fricção (FSpW) apresenta um grande potencial para aplicações nas indústrias automotiva e aeronáutica como uma tecnologia de soldagem a ponto no estado sólido. Esse processo é apropriado para a união de materiais metálicos leves, tais como as ligas de alumínio e magnésio, unindo duas ou mais chapas em sobreposição. O processo utiliza um sistema de ferramentas composto por três componentes; o pino, a camisa e o anel de fixação. A região de união entre as chapas consiste em uma região onde o material é plastificado devido do calor gerado pela fricção, deslocado similarmente a um processo de extrusão inversa e, então, empurrado novamente para região original consolidando, assim, uma solda a ponto completamente preenchida [1][2][3]. Entre suas aplicações, o processo FSpW aparece como uma alternativa potencial na substituição de rebites em estruturas aeronáuticas permitindo assim a redução de peso e custo requeridos pela indústria aeroespacial. Além disso, esse processo apresenta grande potencial na substituição do processo de soldagem a ponto por resistência elétrica superando alguns dos problemas encontrados na soldagem de ligas de alumínio através desta técnica [3][2]. Recentemente, a liga AA2198-T8 do sistema Al-Cu-Li vem recebendo grande interesse pela indústria aeronáutica devido a sua baixa densidade e propriedades mecânicas apropriadas [4][5][6][7].

Devido à carência de estudos referentes ao processo FSpW, especialmente tratando-se da aplicação em ligas recém desenvolvidas, como é o caso da liga AA2198-T8, um melhor entendimento acerca do processo e a busca de parâmetros de soldagem otimizados são alvo do presente estudo. Além disso, estudos de avaliação das propriedades mecânicas e da integridade de soldas a ponto produzidas por FSpW foram realizadas buscando a implementação da técnica, principalmente, na indústria aeronáutica.

## 2.0 MOTIVAÇÃO

Tratando-se da indústria aeronáutica, particularmente, o processo FSpW vem se destacando recentemente como uma potencial e interessante alternativa para a substituição do processo de rebiteagem em estruturas de aviões. Como principal vantagem o processo FSpW permite a diminuição do peso das estruturas em relação à aplicação de rebites, cumprindo assim requisitos buscados pela indústria aeronáutica. Neste sentido, a eliminação dos rebites pode promover uma redução de peso bastante significativa uma vez que, dependendo do tamanho da aeronave, essa redução pode atingir até 10% do peso total da estrutura [8]. Além disso, o processo FSpW implica na redução dos custos e tempo produção uma vez que reduz o número de atividades necessárias nas linhas de montagem e, também, possibilita uma maior automatização do processo melhorando a qualidade do mesmo. Em termos de ligas metálicas, a liga AA2198-T8 vem atraindo o interesse da indústria aeronáutica por apresentar uma combinação de baixa densidade e excelentes propriedades mecânicas, tornando-se viável para diversas aplicações nestas estruturas. Desta forma, o estudo do processo FSpW aplicado à liga AA2198-T8 apresenta um importante caráter científico em termos de inovação tecnológica na produção de estruturas aeronáuticas.

### 3.0 OBJETIVOS

O presente estudo tem como objetivo avaliar a aplicabilidade ao ponto de vista técnico do processo FSpW em substituição ao processo de rebiteamento como alternativa para a redução de peso da estrutura de aeronaves. Nesse sentido, busca-se realizar uma avaliação da integridade de soldas produzidas na liga AA2198-T8 baseada em ensaios da indústria aeronáutica no projeto de juntas estruturais utilizando como ferramenta a técnica de análise de deformações pelo método ARAMIS. Paralelamente, busca-se desenvolver parâmetros de soldagem otimizados para o processo FSpW aplicado à liga AA2198-T8 baseado em uma análise estatística utilizando o Método *Taguchi*, além de avaliar o efeito das variáveis operacionais do processo nas propriedades e no desempenho mecânico das juntas soldadas. Desta forma, procura-se dar início a uma pesquisa buscando contribuir para a futura aplicação do processo FSpW na indústria aeronáutica em substituição aos rebites.

## 4.0 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 4.1 Processos de soldagem a ponto por fricção no estado sólido

#### 4.1.1 Soldagem a ponto como variante do processo por fricção linear (FSSW)

A soldagem a ponto utilizando o processo de soldagem por fricção linear (FSSW) foi desenvolvida pela empresa Mazda Corporation juntamente com a Kawasaki Heavy Industries em 2003 como uma técnica de união no estado sólido de ligas de alumínio. Este processo de soldagem seria uma variante do processo de soldagem por fricção linear (FSW) criado pela The Welding Institute em 1991, onde chapas sobrepostas são unidas pontualmente sem a presença do movimento transversal da ferramenta. Ao invés, na FSSW, as juntas soldadas são formadas através de um ciclo de penetração e retração da ferramenta nas chapas. Devido ao fato do processo FSSW apresentar similaridades com a FSW, o mesmo tende a apresentar as mesmas vantagens, tais como boa manutenção das propriedades mecânicas do material base, baixa distorção, baixo nível de tensões residuais e baixa quantidade de defeitos na solda. Por este motivo, espera-se uma extensiva aplicação desta técnica na união de componentes produzidos em ligas leves na indústria aeronáutica e automobilística [3][14][15][16].

No processo FSSW, uma ferramenta cilíndrica rotativa com a presença de um pino central protuberante, similar às utilizadas na soldagem linear por FSW, é penetrada nas chapas sobrepostas com uma taxa de penetração e uma força específica até uma determinada profundidade, sendo retraída em seguida. O aquecimento gerado pela fricção causa a plastificação do material e o movimento da ferramenta gera um fluxo de material em ambas as direções, circunferencial e axial, resultando em uma zona de mistura anular em torno do pino na região de contato entre as chapas superior e inferior. Quando ocorre a retração da ferramenta, um furo característico remanescente permanece no centro da solda. As Figura 4.1 e Figura 4.2 ilustram, esquematicamente, os processos FSW e FSSW, respectivamente [1][17][18].

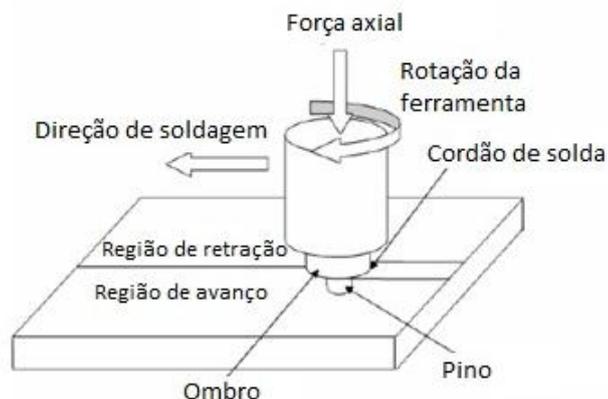


Figura 4.1 Ilustração esquemática do processo FSW [1].

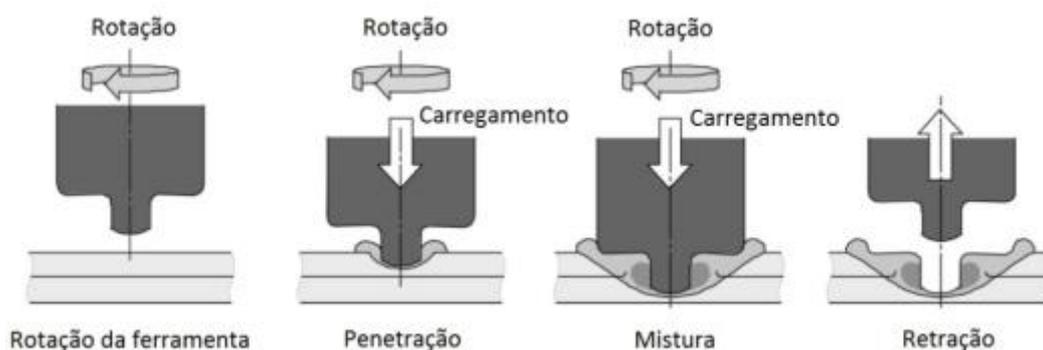


Figura 4.2 Ilustração esquemática do processo FSSW [17].

#### 4.1.2 Soldagem a ponto por fricção (FSpW)

O processo de soldagem a ponto por fricção (FSpW), também conhecido como soldagem a ponto por fricção com preenchimento, foi desenvolvido e patenteado pelo antigo Centro de Pesquisas GKSS, atualmente chamado de Helmholtz-Zentrum Geesthacht, localizado na cidade de Geesthacht na Alemanha. Este processo consiste de um método de soldagem a ponto no estado sólido utilizado para união de chapas de materiais metálicos e também não metálicos na forma de juntas sobrepostas. A união pontual entre chapas ocorre através da formação de uma região onde os materiais sofrem uma plastificação localizada, sem a ocorrência de fusão do material, onde a aparência das soldas resultantes assemelha-se às provenientes do processo de soldagem a ponto por

resistência elétrica. Assim como o FSSW, a FSpW vem mostrando um grande potencial para a aplicação em diversos campos industriais recebendo considerável atenção das indústrias automotiva e aeronáutica uma vez que este processo proporciona uma alternativa para superar as desvantagens, tais como trincas de solidificação, porosidades, distorção, formação de microestruturas indesejáveis, entre outras, apresentadas pelos processos de soldagem por fusão já consolidados. [2][3][19][20][21].

O processo FSpW é realizado com a utilização de um sistema de ferramentas constituído por três componentes: anel de fixação (*clamping ring*), camisa (*shoulder*) e pino (*pin*), como ilustrado na Figura 4.3. Por meio da utilização de sistemas de atuação separados, cada um destes componentes pode apresentar um movimento na direção axial independente um do outro. O pino e a camisa apresentam velocidades axiais independentes, porém rotacionam à mesma velocidade e na mesma direção. Já o anel de fixação, que não apresenta movimento rotacional, atua para manter as chapas a serem soldadas na posição correta durante o processo, além de ter a função de restringir o fluxo de material plastificado evitando perda do mesmo na forma de rebarba. Uma característica do processo está no fato deste permitir duas variantes denominadas de penetração do pino e penetração da camisa. Estas variantes são definidas em função de qual dos componentes da ferramenta é penetrado nas chapas durante a soldagem [2][3][19][20][21][22][23][24].

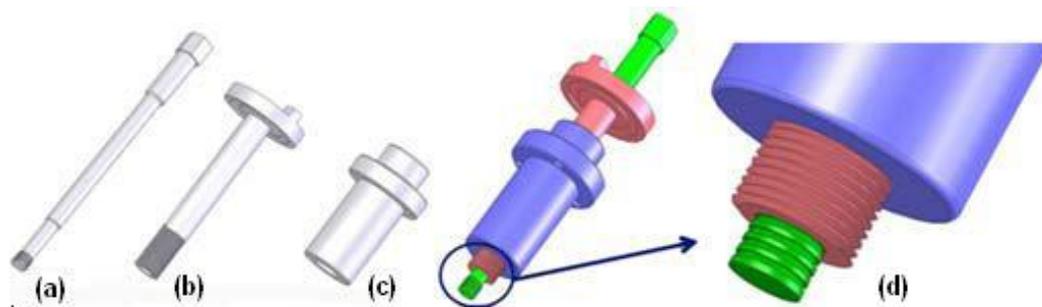


Figura 4.3 Representação esquemática do sistema de ferramentas utilizados no processo FSpW. (a) Pino; (b) Camisa; (c) Anel de fixação e (d) configuração do sistema de ferramentas [2].

A sequência do processo FSpW pode ser dividida em quatro estágios principais como mostra a Figura 4.4 para ambas as variantes penetração do pino e penetração da camisa. Inicialmente, as chapas são firmemente presas contra a ferramenta com uma força

de aperto pré-determinada. O pino e a camisa em contato com a chapa superior iniciam a rotação produzindo calor por fricção na superfície desta chapa (Figura 4.4(a)). Uma vez que a chapa encontra-se suficientemente aquecida, iniciando assim a plastificação do material, o pino e a camisa são movimentadas em direções opostas. No caso da variante penetração da camisa, a camisa penetra no material da chapa superior na direção da chapa inferior enquanto que o pino é retraído, ambos com a mesma velocidade de rotação. Durante este estágio, a retração do pino forma uma cavidade para capturar o material deslocado durante a penetração da camisa (Figura 4.4(b)). Após atingida uma pré-determinada profundidade de penetração, a camisa passa então a ser retraída em direção à superfície da chapa superior e o pino passa a movimentar-se no sentido das chapas. Deste modo, o movimento do pino empurra o material plastificado originalmente deslocado de volta à região da solda, forçando-o a preencher a cavidade abaixo da camisa, semelhantemente a um processo de extrusão inversa (Figura 4.4(c)). Durante os diferentes estágios do processo, um período de tempo de permanência das ferramentas em rotação em posições determinadas (*dwell time*) pode ser empregado, permitindo, assim, uma melhor mistura entre os materiais das duas chapas. Por fim, após o pino e a camisa terem atingido novamente a superfície da chapa superior, todos os componentes da ferramenta são retraídos e a solda a ponto está finalizada (Figura 4.4(d)). Após o último estágio, antes da liberação da força de aperto, uma força de forja pré-ajustada realizada pela ferramenta pode ser aplicada ao final do processo a fim de atingir uma melhor consolidação da solda [2][3] [19][20][21][22][23][24].

Alternativamente, conforme mencionado, o processo FSpW pode ser realizado através da penetração do pino, caracterizando assim a outra variante do processo. A sequência deste processo é idêntica ao descrito para a variante penetração da camisa, diferenciando-se apenas pelo fato de que, neste caso, a penetração nas chapas é realizado pelo pino enquanto que a camisa sofre a retração, conforme mostrado na Figura 4.4. Assim, ao longo da penetração do pino, a camisa sobe criando uma cavidade anular pra acomodar o material que é empurrado pelo pino. Ambas as variantes do processo apresentam tanto vantagens quanto desvantagens. No caso da variante penetração do pino, as forças impostas sobre a ferramenta são menores, requerendo uma menor potência da máquina e conferindo maior vida à ferramenta. Já no caso da penetração da camisa, esta exige mais em termos de esforços e potência da máquina, porém, pelo fato da camisa apresentar um maior diâmetro, resulta em uma área de solda mais ampla, o que tende a conferir maior resistência à junta soldada [3][20][22][23][24].

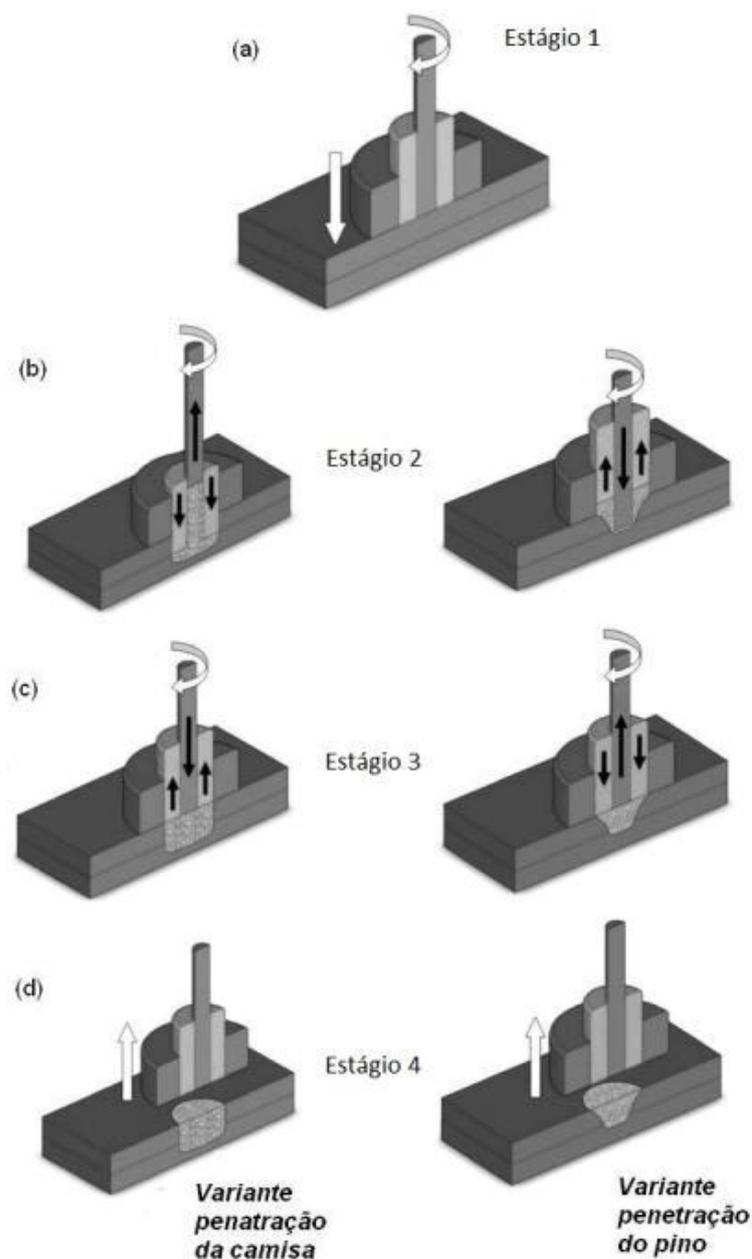


Figura 4.4 Sequência de estágios do processo FSpW para ambas variantes penetração da camisa e penetração do pino [24].

Assumindo que não há perda de material durante a soldagem em ambas as variantes do processo FSpW, esta sequência de processo leva à um completo preenchimento da região da solda resultando em uma superfície da solda com mínima ou livre de indentação. Esta é uma das características deste processo que o diferencia da FSSW, aparecendo também como uma das vantagens em relação a esta técnica [3][21]. Devido à condição de processo de FSSW, ao final da soldagem, ocorre a presença de um furo central

característico na solda de diâmetro igual ao diâmetro do pino da ferramenta (Figura 4.2). Neste sentido, segundo Uematsu et al. [25], uma das desvantagens das juntas soldadas por FSSW é a presença deste furo remanescente no centro da solda, uma vez que acredita-se que um processo de corrosão pode ser gerado preferencialmente nesta região em situações de serviço que possam promover à retenção de eletrólito no furo da solda. Deste modo, com o emprego de um processo onde ocorre o preenchimento da solda, como é o caso da FSpW, teríamos um método de contornar tais problemas. Em termos de parâmetros de soldagem, o processo FSpW permite o controle de uma diversidade de variáveis operacionais que são utilizadas durante o processo de soldagem. Cada uma destas variáveis influencia fortemente nas características macro e microscópicas da solda e, conseqüentemente, nas propriedades da junta soldada [3]. A Tabela 4.1, conforme Allen 2005 [3], descreve as principais variáveis operacionais controláveis do processo FSpW nos respectivos estágios ilustrados na Figura 4.4.

Tabela 4.1 Variáveis controláveis do processo FSpW [3].

| Sequência do processo FSpW                                    |                              |  |                       |
|---|------------------------------|--|-----------------------|
|   | Estágio 1                    | Estágio 2  | Estágio 3             |
| Principais variáveis do processo                              | Velocidade de rotação        | Velocidade de rotação<br>Tempo de penetração<br>Profundidade de penetração da camisa / ou do pino<br><br>(a razão entre a profundidade de penetração e o tempo soldagem pode ser empregado como uma única variável definida como taxa de penetração) | Velocidade de rotação |
|   | Força de aperto entre chapas | Tempo de permanência da ferramenta em rotação na posição de penetração determinada ( <i>dwell time</i> )   | Tempo de retração     |
| Geometria e diâmetro do pino / Geometria e diâmetro da camisa |                              |  |                       |

#### 4.2 Microestrutura das soldas produzidas por FSpW

Assim como nos demais processos de soldagem por fricção, tais como FSW and FSSW, as soldas produzidas pelo processo FSpW apresentam três regiões de microestruturas distintas. Tais regiões são definidas como Zona de Mistura (ZM), Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA) e Zona Termicamente Afetada (ZTA), sendo estas caracterizadas pelo histórico térmico e de deformação as quais são submetidas durante o processo de soldagem. Diferentes particularidades microestruturais são observadas entre as regiões formadas apresentando uma diversidade no tamanho e orientação dos grãos [2][20][21][24]. As Figura 4.5 e Figura 4.6 mostra a microestrutura de juntas soldadas pelo processo FSpW utilizando a variante penetração da camisa onde são identificadas as diferentes zonas formadas na solda. No caso da Figura 4.5 é mostrada uma solda na liga de alumínio Alclad 2024-T3, enquanto que a Figura 4.6 apresenta em detalhe a microestrutura das zonas formadas em uma solda na liga de alumínio 6181-T4.

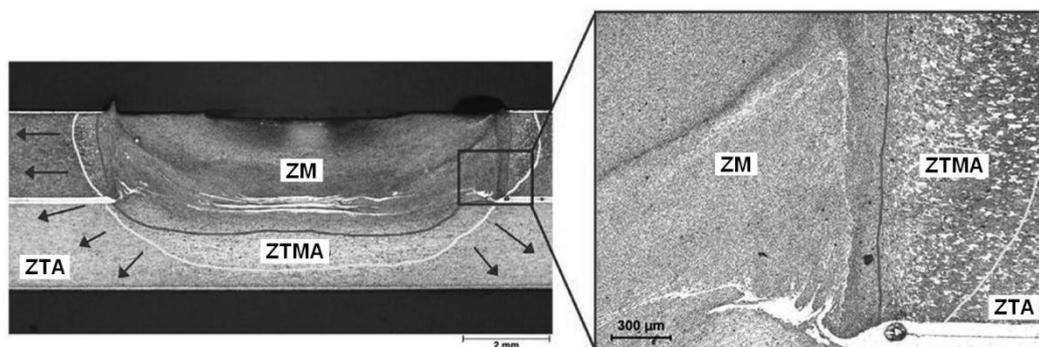


Figura 4.5 Micrografia de uma junta soldada por FSpW na liga Alclad 2024-T3 mostrando as regiões da solda formadas – ZM, ZTMA e ZTA [24].

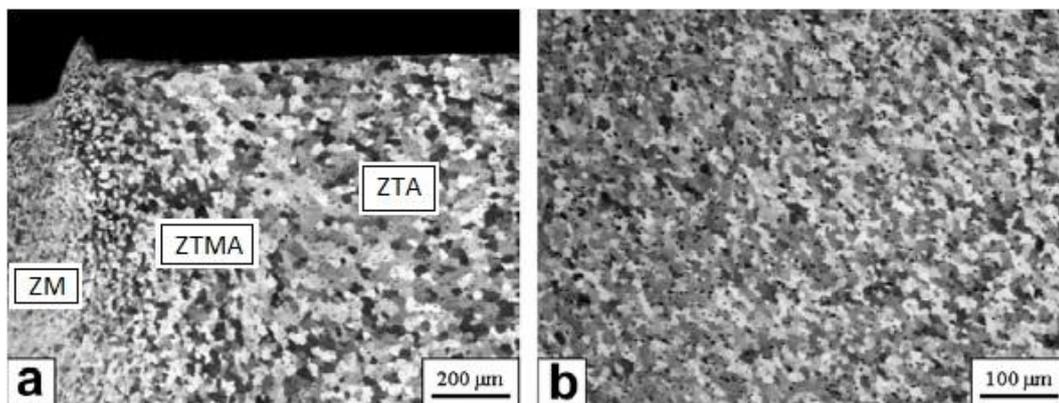


Figura 4.6 Microestrutura das zonas formadas na junta soldada por FSpW na liga de alumínio 6181-T4 mostrando em detalhe: (a) os grão deformados da ZTMA e (b) a microestrutura de grãos refinados na ZM [21].

Na ZM ocorre intensa deformação plástica acompanhada de alta temperatura em consequência da agitação mecânica e do calor de fricção promovidos pela ação da ferramenta. Tais condições promovem a recristalização dinâmica do material e a mistura mecânica entre as chapas superior e inferior resultando muitas vezes em uma grande mistura entre as chapas soldadas de maneira que não se torna possível a distinção da interface original entre as chapas nesta região. A microestrutura resultante na ZM consiste de uma estrutura de finos grãos equiaxiais recristalizados. Embora a temperatura assistida pelo material na ZM seja elevada, esta a princípio é inferior à temperatura de fusão do material uma vez que ocorre somente a plastificação do material. Na ZM a temperatura durante a soldagem atinge aproximadamente 80% da temperatura de fusão do material [2][20][21]

A ZTMA é caracterizada por um grau moderado de deformação plástica do material e também por um nível moderado de temperatura, sendo esses responsáveis pelas mudanças microestruturais nesta região, porém, não ocorrendo a recristalização do material. Nessa região os grãos aparecem alongados e altamente deformados em comparação aos grãos das regiões do material base e da ZTA. O efeito sobre o material vai depender de suas propriedades, porém geralmente ocorre a recuperação do material na ZTMA e, eventualmente a desestabilização do tratamento térmico da liga, principalmente no caso de ligas endurecíveis por precipitação. A extensão exata da ZTMA é de difícil determinação unicamente através da análise micrográfica, o que requer muitas vezes a

avaliação do perfil de dureza da solda como auxílio na determinação da extensão da ZTMA [2][20][21].

A ZTA trata-se da região adjacente à ZTMA que é afetada por ciclos térmicos durante a soldagem, entretanto não é observada deformação plástica do material nesta região. Deste modo, a temperatura pode atingir níveis suficientemente altos para ocasionar a recuperação da microestrutura laminada das chapas além de alterações no tratamento térmico da liga na ZTA [2][20][21].

#### 4.3 Ligas de alumínio do sistema Al-Cu-Li

Uma vez que a redução de peso tem sido sempre o maior ponto em questão na seleção de materiais para a aplicação em componentes de estruturas aeronáuticas, a indústria de alumínio vem continuamente desenvolvendo ligas com o intuito de aprimorar o balanço peso/custo destas estruturas. Isso demanda o desenvolvimento de novas ligas de alumínio que ofereçam propriedades e um desempenho mecânico de importante valor para projetos de aeronaves [4][5][6]. De acordo com Noble et al. [4], Giumamarra et al. [6] and Wang et al. [7], as ligas do sistema alumínio- lítio (Al-Li), em particular, apresentam grande potencial como uma alternativa metálica de baixo peso e excelente desempenho para diversas aplicações aeroespaciais. Essa família de ligas oferece menor densidade, boa resistência mecânica e tenacidade à fratura, maior módulo de elasticidade, melhor desempenho em relação ao crescimento de trincas de fadiga e a resistência à corrosão quando comparadas com as ligas de alumínio atualmente utilizadas. O Lítio como elemento de liga pode proporcionar uma melhora nas propriedades de endurecimento, na redução da densidade e no aumento do módulo de elasticidade. Neste caso, é reportado que a adição de 1% em peso de Lítio pode reduzir a densidade de uma liga de alumínio em torno de 3% e, simultaneamente, aumentar o módulo de elasticidade em torno de 6% [4][9][10][11][12]. Por essa razão, diferentes variantes das ligas de alumínio das séries 2000 e 7000 vem sendo desenvolvidas. As ligas alumínio-cobre-lítio (Al-Cu-Li), uma das mais importantes ligas do sistema Al-Li, tais como as séries 2090, 2099, 2199 e 2198, apresentam características de elevada resistência à tração, tenacidade e baixa densidade e têm sido alvo de muitos estudos visando aplicações aeronáuticas [4][6][7]. Como desvantagens as ligas do sistema Al-Li apresentam uma elevada anisotropia das

propriedades mecânicas, embora esse comportamento seja mais característico nas primeiras gerações dessas ligas. O elevado grau de anisotropia é consequência da grande texturização cristalográfica que essas ligas sofrem após trabalhadas mecanicamente [9][10][11]. Contudo, com a evolução das ligas Al-Li através da adição de determinados elementos de liga, como é o caso do Cobre, e também com o aprimoramento dos tratamentos termomecânicos empregados, o comportamento anisotrópico foi minimizado nas novas gerações dessas ligas [9][13].

#### 4.4 Método Taguchi

O Planejamento de Experimentos (Design of Experiments - DOE) é uma técnica utilizada para planejar experimentos, ou seja, para definir quais dados, em que quantidade e em que condições devem ser coletados durante um determinado experimento buscando, basicamente, satisfazer dois grandes objetivos: a maior precisão estatística possível na resposta e o menor custo e tempo. O DOE utilizando o Método *Taguchi* é uma ferramenta muito útil para diversas práticas em engenharia e vem sendo amplamente aplicado na otimização de parâmetros de processos de soldagem, sendo que extensivos trabalhos vem sendo desenvolvidos com esse propósito [26][27][28][29].

Anawa e Olabi 2008 [26] e Anawa e Olabi 2006 [27] utilizaram o Método *Taguchi* para avaliar e controlar as tensões residuais na soldagem a laser de aços dissimilares através da determinação de parâmetros de processo otimizados. Em outro estudo, os autores também utilizaram o método na avaliação do efeito dos parâmetros de soldagem na tenacidade das juntas dissimilares soldadas a laser. Hunt et al. 2006 [28] aplicou o Método *Taguchi* para verificar os efeitos dos parâmetros de processo na resistência ao cisalhamento de juntas soldadas por uma variante do processo FSW. De acordo com Muhammed et al. 2009 [29], o Método *Taguchi* pode ser utilizado para planejar processos de alta qualidade sem o aumento no custo e proporcionar um entendimento da influência dos parâmetros do processo através de um número reduzido de experimentos [26][27][28][29]. Por fim, uma introdução aprofundada ao Método *Taguchi* contendo maiores informações acerca das características específicas, princípios de análise e aplicabilidade da técnica podem ser encontrada em Taguchi et al 2005 [30].

#### 4.5 Juntas estruturais em aeronaves

A estrutura completa de um avião é fabricada a partir de uma diversidade de partes tais como as cavernas da aeronave (*frames*), o recobrimento da fuselagem e das asas (*skins*), as vigas de reforço da fuselagem (*stiffeners*), as longarinas das asas (*spars*), entre outras. Essas partes são feitas a partir de chapas, seções extrudadas, produtos de fundição e forjamento, tubos ou formas usinadas, que são unidas dando origem a subestruturas. Essas subestruturas são montadas por meio de métodos de união tais como a utilização de fixadores (rebites e parafusos) no caso de juntas fixadas mecanicamente, juntas fixadas por colagem, juntas soldadas, entre outros métodos, sendo então montadas em conjunto formando finalmente uma estrutura completa de um avião. Muitas dessas partes da estrutura devem ser agrupadas de maneira que possam ser desmontadas para ocasionais inspeções, reparos ou substituições, sendo então, por esta razão, normalmente unidas através do uso de rebites e parafusos. Neste sentido, para facilitar a montagem e desmontagem das estruturas, é desejado que estas juntas fixadas mecanicamente apresentem o menor número de rebites ou parafusos possíveis, reduzindo assim etapas da produção além de evitar sofrer a penalidade de aumento do peso da estrutura [31][32].

##### 4.5.1 Considerações gerais de projeto

As juntas estruturais desempenham um importante papel na transferência do carregamento ao longo de toda a estrutura, de maneira que apresentam grande importância em se tratando da montagem de componentes estruturais. Estas juntas são normalmente projetadas de modo que transfiram o carregamento entre as diferentes partes da estrutura, cada qual com sua função estrutural específica. Por esta razão, uma junta estrutural se configura como um elemento crítico cujo projeto eficiente é vital para o desempenho da estrutura como um todo [33].

Neste sentido, as juntas sejam talvez uma das fontes mais comuns de falhas em estruturas aeronáuticas e, por esse motivo, torna-se de fundamental importância que todos os aspectos em relação ao projeto das mesmas sejam considerados no momento em que é feita a análise estrutural durante o projeto. As falhas em juntas podem ocorrer devido a diversas razões, tal como tensões secundárias geradas devido à excentricidade da linha de

aplicação do carregamento (momento fletor secundário), concentrações de tensão, deslizamento dos fixadores, deflexões excessivas, etc., ou devido à combinação de algumas destas condições, sendo todas elas de difícil avaliação do grau exato de influência. Por fim, todos estes fatores não afetam somente a resistência estática da junta, mas também apresentam grande influência na vida em fadiga da junta e das estruturas adjacentes. Por esta razão, a busca por melhorias contínuas no projeto e, por consequência, no desempenho das juntas estruturais torna-se necessária uma vez que ajuda a melhorar a capacidade de suportar solicitações mecânicas e manter a integridade estrutural. Assim, como resultado da melhoria nos projetos de juntas, pode-se obter a redução do peso e também a quantidade de componentes utilizados na estrutura de uma aeronave [31][32].

No caso de específico de juntas fixadas mecanicamente, como no caso de juntas rebitadas ou parafusadas, embora estas sejam as mais resistentes e também as de maior custo nos componentes de estruturas aeronáuticas, elas permanecem sendo uma das mais comuns fontes de falhas estruturais. A vida das juntas é controlada por um complexo estado de tensões ao qual estas são submetidas, uma diversidade de possíveis mecanismos de falha, como fadiga, danos por fricção entre as superfícies de contato, corrosão, corrosão sob tensão, entre outros. Além disso, a duração da vida dessas juntas se mostra sensível a uma variedade de parâmetros de produção, tais como o material e o tamanho dos fixadores, o nível de interferência, o espaço entre os fixadores, o acabamento superficial do material da junta, a espessura e o tipo de material utilizado, etc. Uma vez que é difícil prever com segurança a influência desses parâmetros na vida em serviço das juntas, o projeto das mesmas é fortemente dependente de um extensivo plano de testes para avaliar o desempenho de vários tipos de configurações de juntas. Neste sentido, cada um destes fatores tem seu efeito significativo no desempenho mecânico das juntas fixadas mecanicamente como, por exemplo, no desempenho em fadiga da junta. Portanto, considerando a dependência desses fatores adicionais, a melhoria no desempenho mecânico em termos de material de uma determinada liga metálica, não necessariamente pode se traduzir em uma melhora no desempenho de uma dada configuração de junta [34].

#### 4.5.2 Juntas rebitadas de sobreposição

A presença de juntas longitudinais de sobreposição fixadas por rebites é uma característica da fuselagem da estrutura de aeronaves. Estas juntas são formadas nas regiões de união de chapas adjacentes que compõe o recobrimento da fuselagem através do uso de fixadores permanentes chamados de rebites sólidos, como ilustra a Figura 4.7. Quando em serviço, estas juntas sofrem carregamento de cisalhamento devido à força de tração que se desenvolve na superfície da fuselagem durante o voo devido à pressurização interna da cabine, em geral uma vez a cada voo. Assim, os ciclos de pressurização e despressurização interna durante o serviço da aeronave caracterizam um carregamento de fadiga para as juntas de sobreposição [35].

Tratando-se dos tipos de juntas rebitadas de sobreposição utilizadas na fuselagem, a Figura 4.8 ilustra a configuração de juntas longitudinais de sobreposição para uma, duas e três linhas de rebites, onde o número de linhas de rebites é definido na direção de aplicação do carregamento. De acordo com o nível de carregamento transferido, ou seja, a porção do carregamento transferido de uma chapa para outra através dos rebites, as juntas podem ser classificadas como de baixa, média ou alta transferência de carregamento. Neste caso, as juntas longitudinais de sobreposição são classificadas como juntas de alta transferência de carregamento, onde a quantidade de carga transferida entre as chapas fica entre 40 e 100% do carregamento aplicado [36].

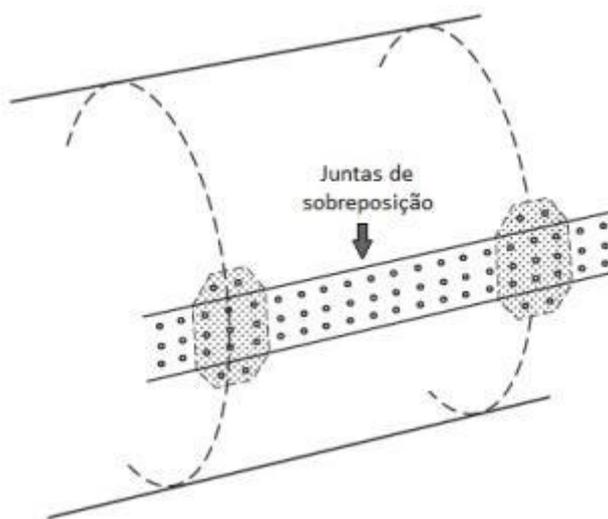


Figura 4.7 Desenho esquemático mostrando a utilização de juntas rebitadas de sobreposição na fuselagem de aeronaves [35].

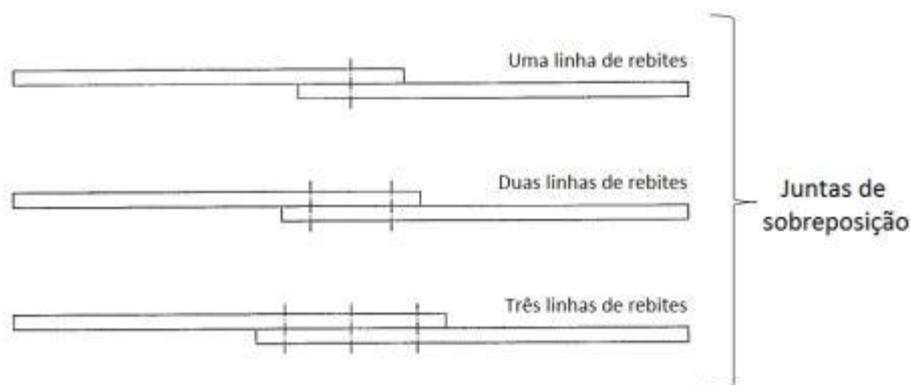


Figura 4.8 Ilustração mostrando a configuração de juntas rebidas de sobreposição para uma, duas e três linhas de rebites [36].

Durante os ciclos de carregamento das juntas rebidas de sobreposição, em função da sua configuração de cisalhamento simples, as mesmas são caracterizadas também pelo elevado momento fletor secundário desenvolvido na junta devido à excentricidade assimétrica dos membros. Como resultado desta excentricidade na linha de aplicação do carregamento nas juntas de sobreposição, o carregamento de tração causa a flexão das chapas, de maneira que o alto grau do momento fletor secundário tende a resultar em uma curta vida em fadiga. Neste sentido, o momento fletor secundário é crítico no desempenho da junta e depende da geometria da mesma, do número de rebites e das características dos mesmos [36]. Além disso, uma significativa concentração de tensões ocorre ao redor dos furos onde são fixados os rebites, e como consequência desta elevada concentração de tensões nessas regiões, acarretam a redução do desempenho em fadiga das juntas [35].

#### 4.5.3 Variáveis de projeto de juntas rebidas de sobreposição

As juntas longitudinais de sobreposição fixadas por rebites presentes na fuselagem são projetadas de modo a possuírem uma vida em fadiga e uma resistência estática suficiente para manter a integridade estrutural durante o ciclo de serviço das aeronaves. A verificação da vida em fadiga das juntas ocorre através de ensaios de fadiga em escala laboratorial e, em última análise, testes de fadiga em escala real. Já os requisitos de resistência estática são satisfeitos por meio de cálculos de valores admissíveis de projeto

em função das tensões atuantes na junta. Neste sentido, no desenvolvimento do projeto das juntas de sobreposição existem diversas variáveis a serem analisadas, tais como as variáveis geométricas da junta, tipos de rebites e o processo de rebitagem, por exemplo [35].

Devido ao escopo do trabalho proposto, nesta seção é dada ênfase às variáveis geométricas da junta. Na Figura 4.9 estão ilustradas as variáveis geométricas avaliadas em projeto, entre elas o diâmetro do rebite, a distância entre rebites, o número de linhas de rebites e a distância entre as linhas, a espessura da chapa e o parâmetro do arranjo dos rebites. As variáveis geométricas podem afetar significativamente a concentração de tensões na junta. Em geral, é de conhecimento que a razão entre a distância entre rebites e o diâmetro do rebite é importante na concentração de tensão desenvolvida na junta. A espessura da chapa, tratando-se de uma junta de sobreposição, está obviamente relacionada com a existência da excentricidade da junta, sendo esta responsável pelo desfavorável momento fletor secundário [35].

O efeito da excentricidade  $e$ , conseqüentemente, a intensidade da flexão secundária, pode ser reduzido através do aumento da região de sobreposição das chapas, como por exemplo, aumentando a distância entre as linhas de rebites e/ou aumentando o número de linhas. No caso do número de linhas, esta variável apresenta um efeito adicional. Neste sentido, o uso de uma maior quantidade de linhas de rebites implica que cada linha passa a suportar uma menor parte do carregamento que é transferido de uma chapa à outra. Contudo, a transmissão de carregamento não é homogênea distribuída entre as linhas de rebites no caso do uso de mais de duas linhas. Não ocorrendo deformação plástica dos rebites, a linha superior e a linha inferior, ou seja, as linhas das extremidades, transferem a maior parte do carregamento. Além disso, a flexão secundária também tem seu valor máximo nas linhas de rebites das extremidades da junta. Conseqüentemente, as linhas de rebites superior e inferior são as regiões críticas em termos de fadiga da fuselagem. Para elevados níveis de tensão, considerando a resistência estática da junta, ocorre a deformação plástica da chapa na região dos furos dos rebites, o que leva a uma transmissão de carregamento mais homogênea sobre todas as linhas de rebites. Contudo, obviamente que um maior número de linhas de rebites e uma maior região de sobreposição entre chapas implica a penalidade do aumento do peso e custo da estrutura [35].

O diâmetro do rebite é importante para as propriedades de resistência estática e de resistência à fadiga. Um maior diâmetro do rebite resulta na redução da tensão exercida

pelo rebite (devido a força de reação) na região da chapa adjacente evitando o alongamento do furo devido ao escoamento do material no sentido oposto ao carregamento. Assim, diminui-se a ocorrência do processo de falha relacionado a este tipo de deformação [35]. Neste mesmo sentido, a distância do centro do rebite à borda da chapa, na direção do carregamento, é determinada de modo a se ter uma distância mínima suficiente para evitar o arrancamento do material da chapa nesta região devido à tensão exercida pelo rebite no furo. Novamente, a utilização de maiores distâncias em relação à borda da chapa nas juntas de sobreposição, com o conseqüente aumento da região de sobreposição das chapas, implica o aumento do peso e custo da estrutura [37]. Conforme Niu 1992 [31], os valores mínimos para as variáveis geométricas em questão recomendados no projeto de juntas de sobreposição simples fixadas mecanicamente são indicados na Figura 4.10, onde são destacadas as variáveis avaliadas no presente estudo, isto é, a distância entre linhas de fixadores e a distância da borda na direção do carregamento conforme será descrito no item 5.6.1 do Procedimento Experimental do trabalho.

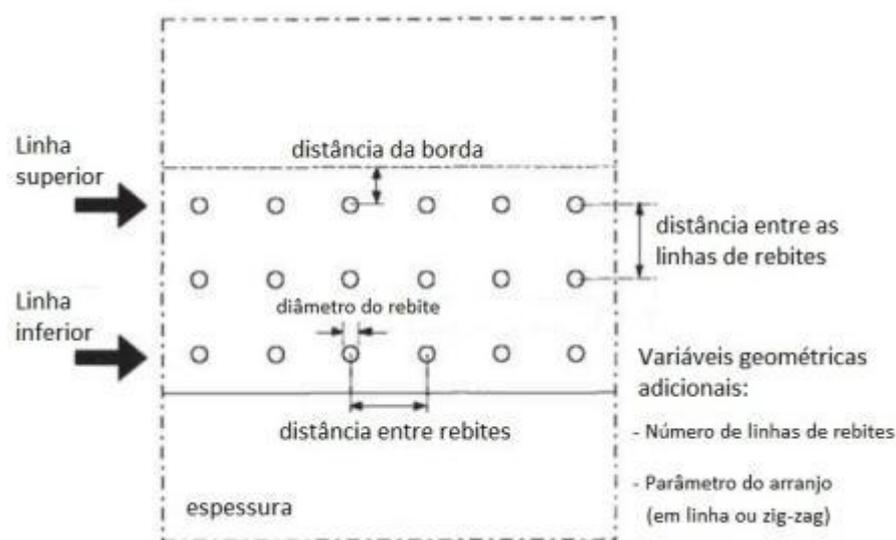


Figura 4.9 Variáveis geométricas avaliadas no projeto de juntas rebitadas de sobreposição [35].

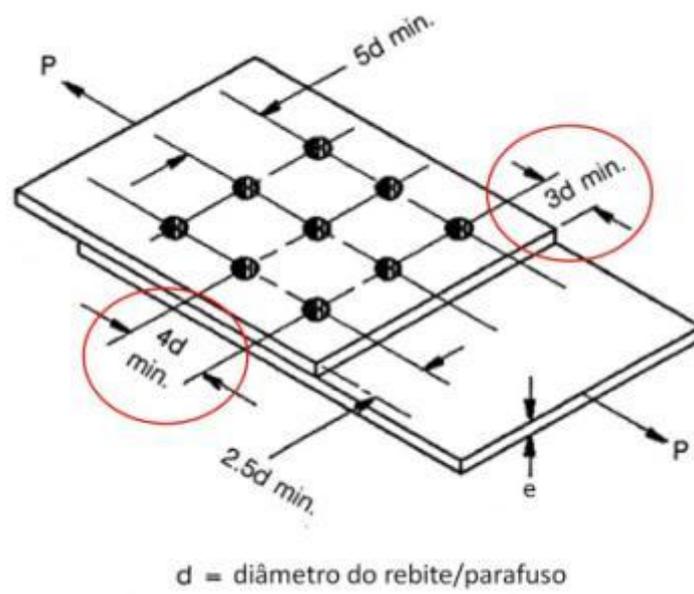


Figura 4.10 Valores mínimos para as variáveis geométricas recomendados no projeto de juntas de sobreposição simples fixadas mecanicamente [31].

## 5.0 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

### 5.1 Processo de soldagem

As soldas do presente estudo foram produzidas através do processo FSpW utilizando a variante do processo “penetração da camisa” conforme descrita no item 4.1.2. Nesse sentido, foi escolhida a variante penetração da camisa uma vez que essa resulta em uma maior área soldada, ou seja, uma maior extensão da região de ligamento efetivo entre as chapas quando comparada com a variante penetração do pino, resultando, conseqüentemente, em uma maior resistência mecânica [20]. O diâmetro das soldas produzidas foi de 9mm correspondendo ao diâmetro externo da camisa. O processo de soldagem foi realizado utilizando uma máquina RPS 100 com capacidade de força de penetração da ferramenta de até 7,8kN (força axial) e rotação máxima de 3000rpm. O sistema de aperto das chapas durante a soldagem foi feito através de um sistema pneumático, atingindo forças de aperto de até 21kN. A máquina e a ferramenta de soldagem utilizadas na produção das soldas são mostradas nas Figura 5.1 e Figura 5.2, respectivamente.

Entre as variáveis operacionais do processo, foram utilizadas e avaliadas a Velocidade de rotação da ferramenta, o Tempo de soldagem e a Profundidade de penetração da camisa. Tratando-se do Tempo de soldagem, este corresponde ao tempo total de penetração e da posterior retração da camisa, igualmente divididos. Entre as demais variáveis, a força de aperto entre chapas foi mantida constante utilizando uma força de 14,5kN. Inicialmente, o tempo de permanência da ferramenta em rotação na profundidade determinada (*dwell time*) não foi avaliado durante o estudo da otimização dos parâmetros de soldagem. Porém, uma vez definido os parâmetros otimizados, durante o estudo da influência individual das variáveis na resistência mecânica das soldas, a influência da variável tempo de permanência foi avaliada. Durante o presente estudo, todas as soldas foram produzidas com a temperatura da ferramenta em uma faixa entre 20 a 30°C.



Figura 5.1 Máquina de soldagem a ponto por fricção utilizada no estudo.



Figura 5.2 Imagem da ferramenta de soldagem utilizada na produção das soldas mostrando seus componentes e forma de montagem da ferramenta.

## 5.2 Material

O material utilizado no estudo foi a liga de alumínio 2198-T8, sendo esta uma liga do sistema Al-Cu-Li. A soldagem do material foi realizada utilizando chapas de 1,6 e 3,2mm de espessura para a produção de juntas soldadas de sobreposição de mesma espessura de chapa. O material foi soldado na condição como recebido, ou seja, na condição de tratado termicamente (T8), sendo que nenhum tratamento superficial foi aplicado previamente à soldagem das chapas, exceto uma etapa de limpeza e desengraxe com acetona. O material na condição de tratamento térmico T8 apresenta-se solubilizado, trabalhado a frio e envelhecido artificialmente. A Tabela 5.1 mostra a composição química da AA2198-T8 utilizada no estudo para ambas espessuras de chapa.

Tabela 5.1 Composição química da liga de alumínio 2198-T8 usada no estudo nas espessuras de chapa de 1,6 e 3,2mm.

| Elemento | % em massa |        |
|----------|------------|--------|
|          | 1.6mm      | 3.2mm  |
| Pb       | <0,001     | <0,001 |
| Cr       | <0,001     | 0,002  |
| Fe       | 0,04       | 0,05   |
| Cu       | 3,40       | 3,40   |
| Li       | 1,01       | 0,80   |
| Mg       | 0,33       | 0,27   |
| Mn       | 0,01       | 0,04   |
| Ni       | <0,001     | 0,003  |
| Ag       | 0,22       | 0,18   |
| Si       | 0,03       | 0,03   |
| Ti       | 0,02       | 0,027  |
| Zn       | 0,01       | 0,03   |
| Zr       | 0,11       | 0,10   |

## 5.3 Estudo da otimização dos parâmetros de soldagem – Método *Taguchi*

O estudo da otimização dos parâmetros de soldagem do processo FSpW para a liga AA2198-T8 foi realizado por meio de ferramentas estatísticas através do Planejamento de Experimentos (DOE) usando como abordagem o Método *Taguchi*. Para este fim, foi

utilizado o software Minitab® para a realização do estudo. Neste sentido, três variáveis do processo com três diferentes níveis foram avaliadas através de um arranjo ortogonal L9, o qual resultou em uma combinação de nove experimentos, ou seja, nove diferentes combinações de parâmetros de soldagem (condições de soldagem) a serem testadas. Neste estudo, foi utilizado como parâmetro para determinação dos parâmetros de soldagem otimizados o nível de resistência ao cisalhamento das soldas produzidas, buscando assim maximizá-la. As demais propriedades mecânicas das soldas produzidas não foram avaliadas durante o estudo da otimização dos parâmetros de soldagem. A Tabela 5.2 resume as variáveis e os respectivos níveis que foram avaliados no estudo da otimização dos parâmetros de soldagem para as diferentes espessuras de chapas. Os níveis das variáveis foram selecionados baseados em estudos preliminares da avaliação da resistência mecânica das soldas produzidas com diferentes combinações de parâmetros de soldagem realizados no instituto Helmholtz-Zentrum Geesthacht.

Os resultados da análise do Método *Taguchi* foram avaliados em termos dos Valores Médios da resposta (Médias) e da Razão Sinal/Ruído (S/R). A análise dos resultados foi realizada usando como critério para a resposta o “maior é melhor” (“higher-the-better”) pois o objetivo era de maximizar a resposta, ou seja, maximizar a resistência ao cisalhamento das soldas. Neste caso, maiores valores para ambas as análises de Médias e Razão S/R são desejados uma vez que resultam em valores mais elevados de resistência e uma menor variabilidade nesta resposta, respectivamente.

Tabela 5.2 Variáveis do processo FSpW e os respectivos níveis avaliados no estudo da otimização dos parâmetros de soldagem para chapas de espessura de 1,6 e 3,2mm.

| Variáveis de processo           | 1,6mm        |         |         | 3,2mm   |         |         |
|---------------------------------|--------------|---------|---------|---------|---------|---------|
|                                 | Nível 1      | Nível 2 | Nível 3 | Nível 1 | Nível 2 | Nível 3 |
| Velocidade de Rotação[rpm]      | 1100         | 1300    | 1500    | 1500    | 2000    | 2500    |
| Tempo de Soldagem[s]            | 3            | 4       | 5       | 4       | 7       | 10      |
| Profundidade de Penetração [mm] | 2,1          | 2,6     | 2,8     | 3,7     | 4,2     | 4,7     |
| Força de Aperto [kN]            | 14,5         |         |         |         |         |         |
| Tempo de Permanência[s]         | Não avaliado |         |         |         |         |         |

#### 5.4 Avaliação do efeito individual das variáveis do processo

Uma vez definida uma combinação de parâmetros de soldagem otimizados para cada uma das espessuras de chapa estudadas, uma avaliação da influência individual das variáveis do processo na resistência ao cisalhamento das juntas produzidas foi realizado. Este estudo teve como objetivo buscar um melhor entendimento da influência das variáveis no desempenho mecânico das juntas e, desta forma, servir como auxílio na definição dos parâmetros otimizados. Para esta avaliação, foi usada uma metodologia na qual, a partir dos parâmetros de soldagem definidos como otimizados, a variável a ser avaliada teve seu nível alterado enquanto que os níveis das demais variáveis foram mantidos constantes, sendo então medida a resistência das soldas produzidas através de ensaios de cisalhamento. Além disso, nesta parte do estudo, a influência da variável Tempo de Permanência também foi avaliada para determinadas condições de soldagem testadas.

#### 5.5 Ensaio de Cisalhamento

A avaliação da resistência mecânica das soldas produzidas foi realizada através de ensaios de cisalhamento (*lap-shear tests*) utilizando uma máquina de tração Zwick-Roell com capacidade de 200kN, obtendo-se, assim, valores de resistência ao cisalhamento da solda produzida. Todos os ensaios foram realizados em triplicata obtendo-se o valor médio de resistência. Os ensaios de cisalhamento foram conduzidos a uma taxa de carregamento de 1mm/min. Uma vez que não existe uma normatização específica para a realização deste tipo de ensaio para soldas produzidas por FSpW, as dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios de cisalhamento foram baseadas na norma ISO 14273 [38], norma esta voltada para a avaliação de soldas a ponto produzidas por resistência elétrica. A Figura 5.3 ilustra e descreve as dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios de cisalhamento para ambas as espessuras de chapa. A máquina de tração utilizada no estudo assim como o detalhe do corpo de prova posicionado para a realização do ensaio de cisalhamento é mostrado na Figura 5.4.

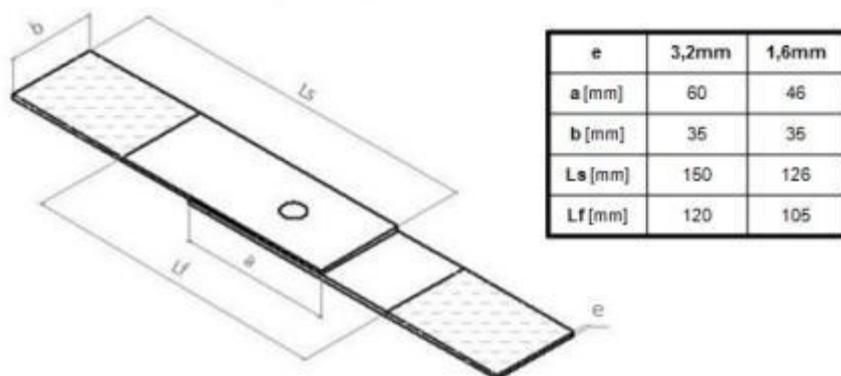


Figura 5.3 Dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios de cisalhamento para avaliação da resistência ao cisalhamento das soldas produzidas.

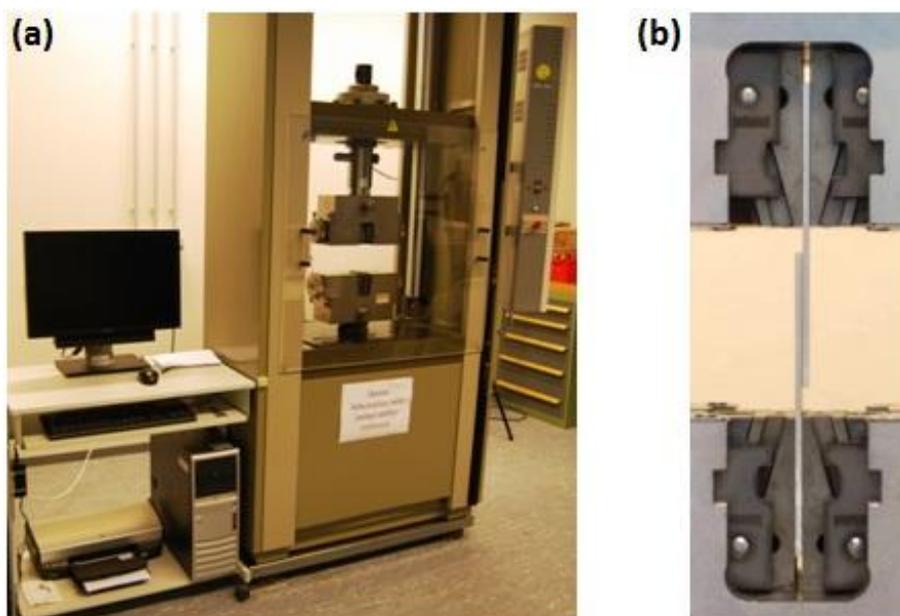


Figura 5.4 (a) Máquina de tração Zwick-Roell utilizada nos ensaios de cisalhamento. (b) Detalhe do corpo de prova de cisalhamento posicionado para a realização do ensaio.

## 5.6 Caracterização das soldas

A caracterização das soldas produzidas foi feita através da caracterização microestrutural e de perfis de microdureza. A caracterização microestrutural foi realizada através de microscopia óptica utilizando os procedimentos metalográficos padrões para a preparação e ataque das amostras. Os perfis de microdureza das soldas foram medidos usando uma máquina BAQ UT 100 e as medidas foram realizadas ao longo do plano de simetria das soldas na chapa superior da junta a uma distância de 1mm abaixo da superfície da solda. Os ensaios de microdureza foram realizados utilizando a escala Vickers ( $HV_{0,2}$ ) com 10s de tempo de indentação e 0,3mm de distância entre as indentações. Neste sentido, os perfis de microdureza tiveram como finalidade, além de avaliar as propriedades de microdureza, auxiliar na determinação das diferentes zonas formadas na região da solda.

## 5.7 Avaliação da integridade das juntas soldadas

### 5.7.1 Ensaio quase-estáticos

O estudo da integridade das juntas soldadas produzidas por FSpW foi realizado para as soldas produzidas nas chapas de 1,6mm, uma vez que essa espessura de chapa despertou, inicialmente, um maior interesse pela empresa aeronáutica envolvida no desenvolvimento da pesquisa (AIRBUS). No caso da avaliação a integridade das juntas soldadas para a espessura de chapa de 3,2mm, esta foi incluída como sugestões para trabalhos futuros apresentadas no item 8.0.

Com finalidade de avaliar a integridade das soldas, uma vez definidos os parâmetros de soldagem otimizados para as chapas de 1,6mm, estes foram utilizados para a produção de corpos de prova definidos como de Alta Transferência de Carregamento (ATC), ou seja, juntas simples longitudinais de sobreposição [36]. Esses corpos de prova ATC foram utilizados na realização de ensaios quase-estáticos onde foi avaliada a resistência estática de diferentes configurações de juntas soldadas. Deste modo, conforme ilustra a Figura 5.5, nesse estudo foram avaliadas três variáveis geométricas que definem a configuração das juntas, sendo elas:

- Distância da solda à borda ( $L_b$ ) em mm;
- Distância entre as linhas de soldas ( $L_s$ ) em mm;
- Número de linhas de soldas ( $N_s$ ).

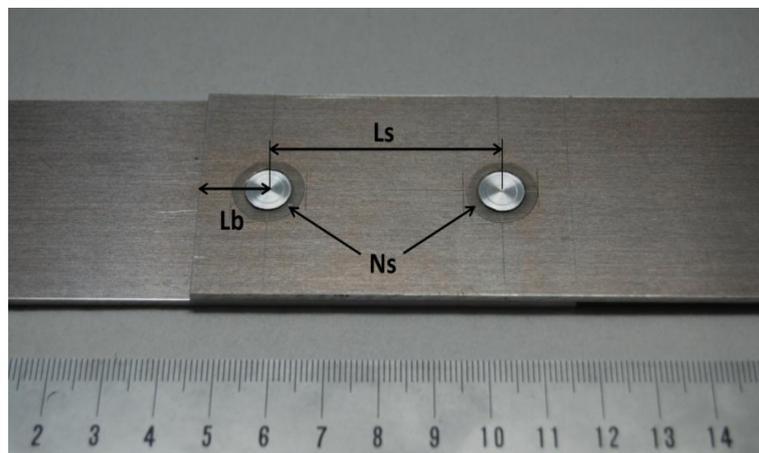


Figura 5.5 Ilustração das variáveis geométricas avaliadas no estudo da integridade das juntas soldadas.

As Figura 5.6 e Figura 5.7 mostram as dimensões dos corpos de provas ATC e as variáveis geométricas avaliadas no estudo para o caso de duas e três linhas de soldas, respectivamente. Os valores das variáveis  $L_b$  e  $L_s$  foram definidas em função da constante “D” que representa o diâmetro da solda produzida, sendo neste caso, de 9mm. Assim, a Tabela 5.3 descreve as oito combinações das variáveis gerando assim oito diferentes configurações de juntas que serão avaliadas no presente estudo. A nomenclatura utilizada para identificação dos corpos de prova nas diferentes configurações está descrita da Tabela 5.3. Nos corpos de prova ATC, a largura da junta está relacionada com a variável geométrica distância entre rebites (colunas de rebites), conforme ilustra a Figura 4.9. Neste caso, a dimensão da largura foi definida como sendo igual ao valor de  $L_s$  uma vez que a distância entre colunas de rebites não foi avaliada mantendo-se, assim, o mesmo valor da distância entre as linhas de solda ( $L_s$ ) quando considerada uma sequência de colunas de rebites em uma estrutura.

As dimensões e as configurações dos corpos de prova ATC foram fornecidas pela empresa fabricante de aeronaves AIRBUS situada na cidade de Hamburgo na Alemanha,

uma vez que o desenvolvimento de parte do estudo foi realizado em parceria de colaboração com a empresa. As configurações dos corpos de prova foram determinadas baseadas em padrões internos da empresa que são utilizados em testes para avaliação do desempenho mecânico de juntas fixadas mecanicamente em estruturas aeronáuticas, como é o caso de juntas rebitadas. Uma vez que o foco principal buscado no presente estudo é a substituição destas juntas fixadas mecanicamente pelo processo FSpW, as configurações dos corpos de prova utilizados visou à obtenção de resultados que possibilitem uma comparação com o desempenho de juntas rebitadas aplicadas na indústria aeronáutica.

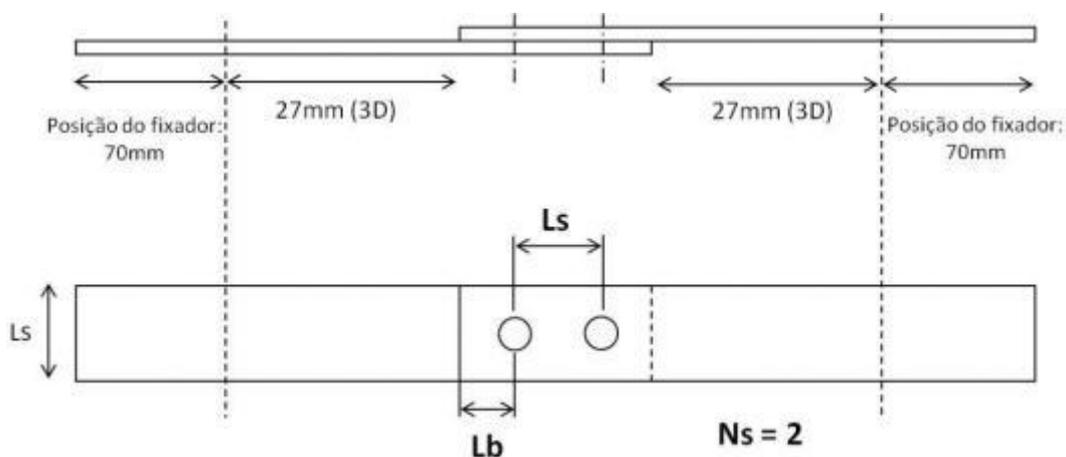


Figura 5.6 Geometria dos corpos de prova ATC para duas linhas de solda ( $N_s=2$ ) indicando as variáveis geométricas avaliadas nas configurações das juntas soldadas.

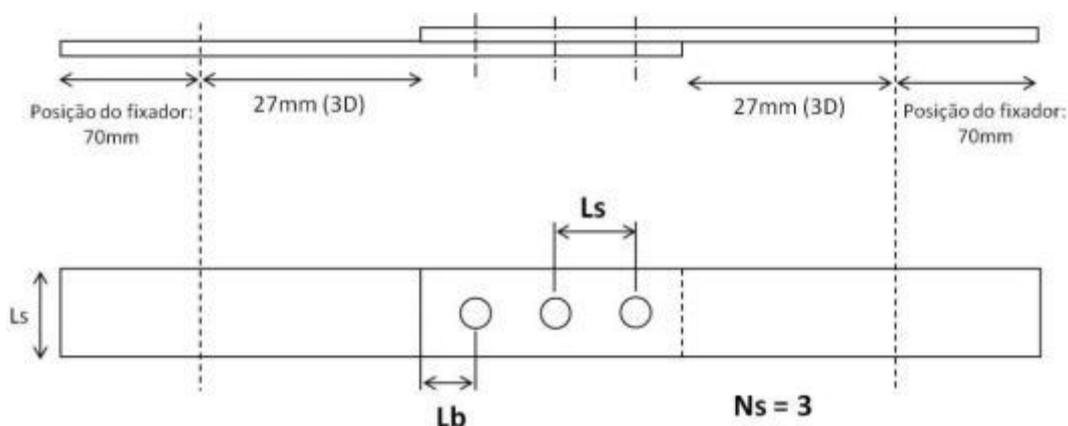


Figura 5.7 Geometria dos corpos de prova ATC para três linhas de solda ( $N_s=3$ ) indicando as variáveis geométricas avaliadas nas configurações dos arranjos de solda.

Tabela 5.3 Combinações das variáveis geométricas dos corpos de prova ATC avaliadas nos ensaios quase-estáticos e a nomenclatura usada na identificação de cada uma das configurações.

| Identificação do corpo de prova | Espessura [mm] | Diâmetro da solda (D) [mm] | Distância da borda ( $L_b$ ) [D] | Distância entre linhas de solda ( $L_s$ ) [D] | Nº de linhas de solda ( $N_s$ ) |
|---------------------------------|----------------|----------------------------|----------------------------------|---|---------------------------------|
| ATC 1,5D - 3D - 2               | 1,6            | 9                          | 1,5D (13,5mm)                    | 3D (27mm)                                     | 2                               |
| ATC 1,5D - 5D - 2               | 1,6            | 9                          | 1,5D (13,5mm)                    | 5D (45mm)                                     | 2                               |
| ATC 2D - 3D - 2                 | 1,6            | 9                          | 2D (18mm)                        | 3D (27mm)                                     | 2                               |
| ATC 2D - 5D - 2                 | 1,6            | 9                          | 2D (18mm)                        | 5D (45mm)                                     | 2                               |
| ATC 1,5D - 3D - 3               | 1,6            | 9                          | 1,5D (13,5mm)                    | 3D (27mm)                                     | 3                               |
| ATC 1,5D - 5D - 3               | 1,6            | 9                          | 1,5D (13,5mm)                    | 5D (45mm)                                     | 3                               |
| ATC 2D - 3D - 3                 | 1,6            | 9                          | 2D (18mm)                        | 3D (27mm)                                     | 3                               |
| ATC 2D - 5D - 3                 | 1,6            | 9                          | 2D (18mm)                        | 5D (45mm)                                     | 3                               |

### 5.7.2 Análise de deformações por imagens

Em complemento aos ensaios quase-estáticos, o monitoramento da distribuição de deformações nos corpos de prova quando solicitados mecanicamente foi realizado através da utilização da técnica de análise por imagens utilizando o software ARAMIS. Nesta análise, um procedimento de pintura da superfície das amostras é realizado previamente ao

ensaio mecânico para o monitoramento através de um sistema de câmeras. A utilização deste método permite a visualização e a quantificação tridimensional das deformações desenvolvidas na superfície dos componentes nas diferentes direções (x, y e z). A Figura 5.8 mostra um dos corpos de prova posicionado na máquina de tração com a superfície preparada para a realização do ensaio. O monitoramento das deformações foi realizado nas superfícies da chapa superior e inferior na região soldada de sobreposição, resultando respectivamente em uma vista frontal (VF – chapa superior) e uma vista posterior (VP – chapa inferior) da junta durante o ensaio quase-estático. Assim, através do uso da análise de imagens foi possível visualizar e quantificar as deformações resultantes durante a solicitação mecânica e processo de falha das juntas. Contudo, a técnica permite somente o monitoramento de uma das superfícies durante o ensaio, de maneira que o monitoramento da VF e da VP para cada configuração de junta foi realizado em ensaios distintos. Nesta avaliação, durante os ensaios quase-estáticos, foi realizada uma aquisição de imagens à uma taxa de captura de uma imagem por segundo ( $1.s^{-1}$ ) até a falha das juntas. A análise das deformações foi realizada em termos das deformações principais desenvolvidas nas juntas soldadas durante a solicitação mecânica nos ensaios quase-estáticos. Um maior detalhamento do princípio de análise e do funcionamento do método utilizando o software ARAMIS pode ser encontrado em Lima 2011[39]. Através desta análise, buscou-se obter informações a respeito da distribuição do carregamento entre as soldas presentes nas juntas, e assim, analisar a influência das variáveis geométricas avaliadas no comportamento mecânico das juntas.



Figura 5.8 Imagem do corpo de prova ATC com a superfície preparada para a realização do ensaio de avaliação de deformações por análise de imagens utilizando o software ARAMIS.

### 5.7.3 Ensaio de fadiga

Para a avaliação do desempenho da vida em fadiga das juntas soldadas por FSpW as mesmas configurações de corpos de prova utilizados nos ensaios quase-estáticos foram utilizados conforme descreve a Tabela 5.3. Através dos ensaios de fadiga, foram criadas curvas de Wohler, ou também chamadas de curvas S-N, para as diferentes configurações de juntas avaliadas no estudo. Neste sentido, os ensaios de fadiga foram realizados com uma razão de carregamento ( $R = \sigma_{\text{mín}} / \sigma_{\text{máx}}$ ) de  $R = 0,1$  para três níveis de amplitude de carregamento, ou seja, 100MPa, 80MPa e 60MPa, utilizando uma frequência cíclica de 10Hz. Por fim, para cada condição de ensaio de fadiga determinado foram testados três corpos de prova, obtendo-se uma triplicata de resultados para cada ponto das curvas de Wohler.

#### 5.7.4 Análise da fratura

Após os ensaios de fadiga foram realizadas análises da fratura dos corpos de prova através de microscopia eletrônica de varredura (MEV). As análises foram feitas em corpos de prova aleatórios representando cada um dos modos de falha observados nos ensaios de fadiga a fim de identificar os mecanismos de fratura envolvidos na falha das juntas soldadas. Por fim, o fluxograma esquemático da Figura 5.9 resume as etapas do Procedimento Experimental adotadas no presente estudo.

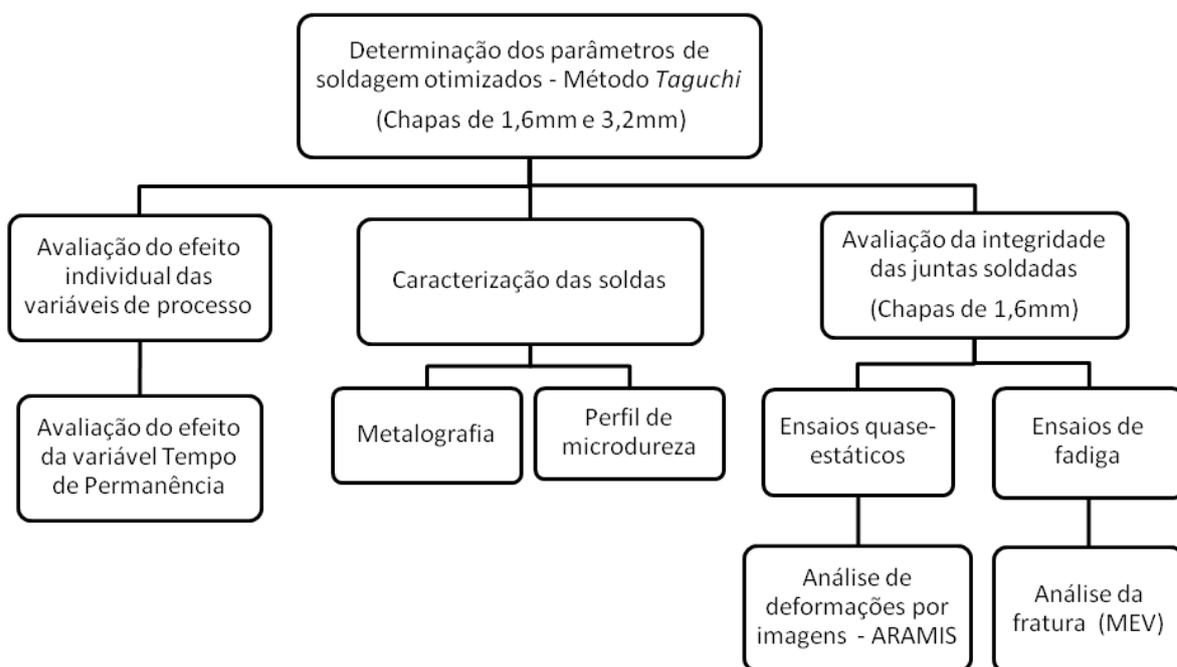


Figura 5.9 Fluxograma das etapas do Procedimento Experimental.

## 6.0 RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 6.1 Otimização dos parâmetros de soldagem

#### 6.1.1 Chapas de 1.6mm de espessura

##### Método Taguchi

O arranjo ortogonal L9 gerado pelo Método *Taguchi* com os valores de resistência ao cisalhamento médio e o desvio padrão obtidos nos ensaios mecânicos realizados em triplicata para cada uma das combinações de parâmetros são mostrados na Tabela 6.1. Cada uma das combinações de parâmetros foi definida como uma condição de soldagem e numeradas de 1 a 9 conforme mostra a Tabela 6.1. Os resultados da análise do Método *Taguchi* são apresentados em termos de Médias e Razão Sinal/Ruído (S/R). O valor de Médias representa a média aritmética dos resultados dos ensaios experimentais correspondentes às condições de soldagem que apresentam o respectivo nível da variável em consideração. Em termos de Razão S/R, o Sinal é um indicador do efeito na média das respostas e o Ruído é uma medida do desvio na resposta de saída (variação incontrolável). Assim, a Razão S/R promove uma medição do impacto das variáveis incontroláveis no desempenho do processo, de modo que maiores valores de S/R significam uma menor variabilidade na resposta. Neste estudo, a Razão S/R foi avaliada baseada no critério “maior é melhor” para a característica da resposta de maneira a maximizar esta resposta, ou seja, a resistência ao cisalhamento, podendo ser expressa pela equação 6.1.

Os resultados gerados pelo Método *Taguchi* a partir da matriz de testes são mostrados na Tabela 6.2 e apresentados em gráficos da média dos valores de Médias e Razão S/R conforme mostra a Figura 6.1. Os resultados para Médias e Razão S/R para cada experimento (condição de soldagem) são calculados automaticamente pelo software Minitab. Os valores apresentados na Tabela 6.2 representam a média aritmética dos valores de Médias e Razão S/R de cada um dos experimentos que apresentam o nível da variável

em questão. Além disso, conforme a Tabela 6.2, o valor Delta representa a diferença entre o maior e o menor valor de Médias e Razão S/R apresentado pelos níveis de cada variável. Desta forma, o valor Delta serve como um indicador da variável que apresenta o maior efeito na resposta característica. Já a Classificação numera o grau de influência de cada variável de 1 a 3 baseado nos valores de Delta, sendo classificado como 1 a variável de maior influência e 3 a de menor.

Tabela 6.1 Matriz de testes gerada pelo Método *Taguchi* e os respectivos resultados dos ensaios de cisalhamento para as soldas produzidas nas chapas de 1,6mm.

| Condição de soldagem | Velocidade de Rotação [rpm] | Tempo de Soldagem [s] | Profundidade de Penetração [mm] | Resistência ao cisalhamento média [kN] |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|---------------------------------|--|
| 1                    | 1100                        | 3                     | 2,1                             | 4,88 ± 0,08                            |
| 2                    | 1100                        | 4                     | 2,6                             | 5,73 ± 0,27                            |
| 3                    | 1100                        | 5                     | 2,8                             | 7,69 ± 0,42                            |
| 4                    | 1300                        | 3                     | 2,6                             | 6,04 ± 0,52                            |
| 5                    | 1300                        | 4                     | 2,8                             | 7,00 ± 0,75                            |
| 6                    | 1300                        | 5                     | 2,1                             | 5,65 ± 0,51                            |
| 7                    | 1500                        | 3                     | 2,8                             | 7,95 ± 0,35                            |
| 8                    | 1500                        | 4                     | 2,1                             | 7,43 ± 0,72                            |
| 9                    | 1500                        | 5                     | 2,6                             | 7,50 ± 0,24                            |

Tabela 6.2 Tabela de resultados da análise do Método *Taguchi* em termos de Médias e Razão S/R.

| Nível         | Velocidade de Rotação [rpm] |       | Tempo de Soldagem [s] |       | Profundidade de Penetração [mm] |       |
|---------------|-----------------------------|-------|-----------------------|-------|---------------------------------|-------|
|               | Médias                      | S/R   | Médias                | S/R   | Médias                          | S/R   |
| 1             | 6,098                       | 75,53 | 6,288                 | 75,77 | 5,984                           | 75,36 |
| 2             | 6,229                       | 75,78 | 6,718                 | 76,43 | 6,424                           | 76,07 |
| 3             | 7,623                       | 77,60 | 6,944                 | 76,72 | 7,543                           | 77,49 |
| Delta         | 1,525                       | 2,07  | 0,656                 | 0,95  | 1,559                           | 2,13  |
| Classificação | 2                           |       | 3                     |       | 1                               |       |

$$S/R_u = -10. \log \left[ \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{1}{Y_i^2} \right] \quad \text{Equação 6.1}$$

Onde,

$u$  = número do experimento da matriz de testes ( $1 \leq u \leq 9$ )

$n$  = número de ensaios para cada experimento ( $n = 3$ )

$Y$  = valor da resposta do ensaio  $i$

$i$  = número do ensaio ( $1 \leq i \leq 3$ )

Na análise dos resultados do Método *Taguchi* para a seleção da combinação dos parâmetros ideais deseja-se os maiores valores para ambos os valores de Médias e Razão S/R a fim de maximizar a resposta e reduzir a variabilidade, respectivamente. Desta forma, a partir dos gráficos da Figura 6.1, a combinação de parâmetros sugerida pelo método como condição de soldagem otimizada utiliza 1500rpm, 5s e 2.8mm conforme mostra a Tabela 6.3. Esta combinação de parâmetros foi definida com condição de soldagem número 10. Para a validação do resultado do método, corpos de provas de cisalhamento foram produzidos e testados, sendo o resultado da resistência ao cisalhamento médio das soldas produzidas utilizando a condição de soldagem em questão apresentado na Tabela 6.3. Pela análise dos valores de Delta (Tabela 6.2), a Profundidade de Penetração apresentou o maior efeito na resistência ao cisalhamento das soldas, enquanto que o tempo de soldagem apareceu como o de menor influência.

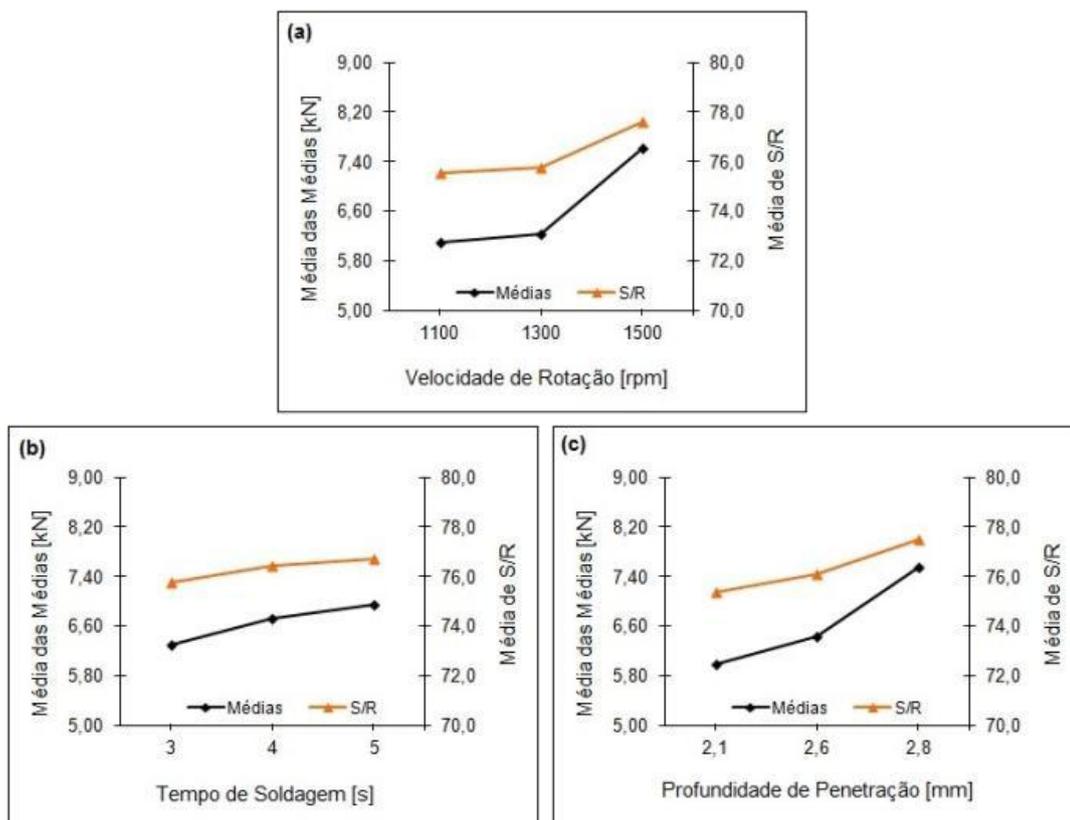


Figura 6.1 Gráficos resultantes do Método *Taguchi* para chapas de espessura de 1,6mm em termos de Médias e S/R. (a) Velocidade de Rotação (b) Tempo de Soldagem (c) Profundidade de Penetração.

Tabela 6.3 Combinação dos parâmetros de soldagem sugerida pelo Método *Taguchi* como condição de soldagem otimizada para chapas de espessura de 1,6mm.

| Condição de soldagem | Velocidade de Rotação [rpm] | Tempo de Soldagem [s] | Profundidade de Penetração [mm] | Resistência ao cisalhamento média [kN] |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|---------------------------------|--|
| 10                   | 1500                        | 5                     | 2,8                             | 7,76 ± 0,57                            |

De acordo com os resultados dos ensaios mecânicos, a resistência ao cisalhamento média atingida pelas soldas produzidas com a condição 10 foi de 7,76 kN, enquanto que o desvio padrão foi de  $\pm 0,57$  kN (Tabela 6.3). A faixa de resistência para as demais condições testadas ficou entre 4,88 e 7,95 kN (Tabela 6.1), não havendo grandes variações nos valores de resistência. Entre as condições de soldagem testadas, a maior resistência em termos de valor absoluto foi atingida com a condição de soldagem 7, resultando em uma resistência

ao cisalhamento média de 7,95kN. Além disso, a condição 7 apresentou a menor variabilidade entre as condições que resultaram em resistências acima de 7kN, apresentando um desvio padrão de  $\pm 0,35$ kN. Desta forma, observa-se que os resultados do Método *Taguchi* não estão de acordo com os resultados experimentais observados. Esta discrepância observada nos resultados pode estar relacionada ao fato do Método *Taguchi* considerar somente o efeito individual de cada uma das variáveis na resposta, não considerando a interação entre estas variáveis, ou seja, assume que o efeito de uma variável não influencia no efeito das demais. A diferença entre as condições 7 e 10 (Tabela 6.1 e Tabela 6.3) está unicamente nos tempos de soldagem utilizados. Desta forma, para uma rotação de 1500rpm e uma profundidade de penetração de 2,8mm, a redução do tempo de soldagem de 5s (condição 10) para 3s (condição 7) levou a uma maior resistência mecânica e uma menor variabilidade no processo. Contudo, considerando a faixa dos desvios padrões obtidos nos ensaios de cisalhamento, não é possível afirmar que a condição 7 levou à maior resistência ao cisalhamento, uma vez que outras das demais condições encontraram-se dentro da mesma faixa de resistência em função da variabilidade do processo. Portanto, considera-se que as combinações de parâmetros de soldagem que resultaram nas maiores resistências foram as condições 3, 5, 7, 8, 9 e 10. Comparando as condições com maior valor absoluto de resistência, ou seja, as condições 7 e 10, além da menor variabilidade obtida, o menor tempo de soldagem (3s) utilizado na condição 7 mostra-se mais atrativo para o campo industrial em termos de custos e tempo de produção. Conseqüentemente, a condição 7 foi definida como a condição de soldagem otimizada para a liga AA2198-T8 na espessura de chapa de 1.6mm, sendo esta condição descrita na Tabela 6.4.

Tabela 6.4 Parâmetros de soldagem definidos como a condição otimizada para a liga AA2198-T8 na espessura de chapa de 1,6mm.

| Condição de soldagem | Velocidade de Rotação [rpm] | Tempo de Soldagem [s] | Profundidade de Penetração [mm] | Resistência ao cisalhamento média [kN] |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|---------------------------------|--|
| 7                    | 1500                        | 3                     | 2,8                             | 7,95 $\pm$ 0,35                        |

Por fim, uma vez definido os parâmetros de soldagem otimizados para a espessura de chapa de 1,6mm (condição 7), a resistência resultante da junta soldada foi comparada

com valores de resistência de juntas rebitadas através de dados provenientes da literatura. Neste sentido, através de dados obtidos do Military Handbook [40], o gráfico da Figura 6.2 mostra valores da resistência estática de juntas rebitadas da liga de alumínio Clad 2024-T3 na espessura de 1,6mm em função do diâmetro do rebite. No gráfico, são mostrados valores de resistência para juntas fazendo uso de diferentes tipos de rebites produzidos também em ligas de alumínio, juntamente com o valor da resistência da junta soldada utilizando a condição 7. Devido à ausência de dados da literatura para a liga AA2198-T8, foram utilizados dados de uma liga semelhante do sistema Al-Cu (Clad 2024-T3) para fins de comparação.

Inicialmente, analisando o gráfico da Figura 6.2 em termos da resistência máxima alcançada nas juntas rebitadas com espessura de 1,6mm utilizando combinações usuais entre material, tipo e diâmetro do rebite conforme reportadas na literatura (representadas pelos pontos unidos pelas linhas contínuas), observa-se que a junta soldada por FSpW apresenta um valor de resistência bastante acima das juntas rebitadas. Assim, levando em consideração somente a espessura de chapa e desconsiderando então os diâmetros do rebite e da solda, pode-se dizer que o processo FSpW aplicado à liga AA2198-T8 utilizando parâmetros de soldagem otimizados produziu juntas de 1,6mm de espessura com resistência estática mais elevada do que juntas rebitadas de mesma espessura em materiais semelhantes. Em um segundo instante, devido ao comportamento linear observado nos resultados da literatura mostrados na Figura 6.2 (linhas contínuas), foram extrapoladas linearmente as curvas para uma condição correspondente a um diâmetro de rebite de 9mm (representadas pelas linhas pontilhadas), ou seja, de mesmo diâmetro da solda produzida. Assim, observa-se que a resistência da junta soldada encontra-se em um mesmo nível das juntas rebitadas. Neste caso, quando comparada a resistência para o mesmo diâmetro de rebite/solda, é possível estimar que ambos os tipos de juntas apresentam resistência estática em uma faixa de valores semelhantes.

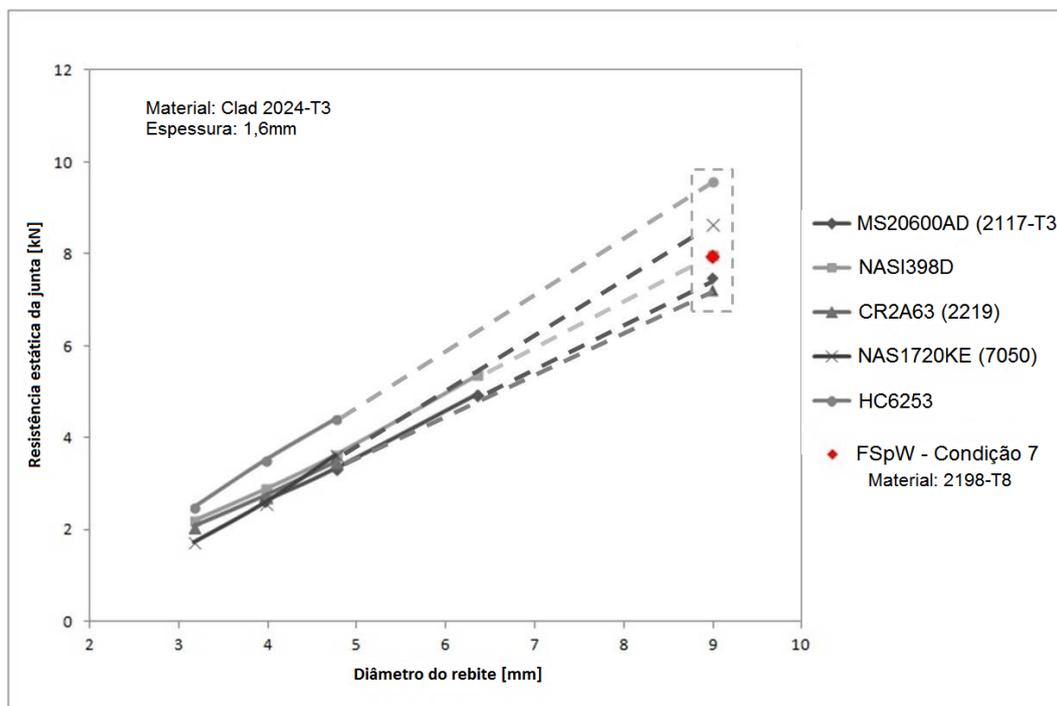


Figura 6.2 Gráfico comparativo entre a resistência da junta soldada produzida por FSpW e de juntas rebitadas (diferente tipos de rebites de alumínio) em função do diâmetro do rebite para espessura de chapa de 1,6mm [40].

### Caracterização microestrutural das soldas

A caracterização da microestrutura das soldas produzidas foi realizada através da análise macro e micrográfica das soldas utilizando microscopia ótica seguindo procedimentos metalográficos padrões. Neste sentido, a caracterização microestrutural foi feita na região da secção transversal das soldas, tendo como objetivo avaliar as propriedades e características das zonas metalúrgicas formadas na região da solda, assim como identificar propriedades e características macroestruturais das soldas. A Figura 6.3 mostra a microestrutura do material base da liga AA2198-T8 na espessura de chapa de 1,6mm. A caracterização microestrutural das zonas formadas na região da solda foi realizada utilizando como base a solda produzida com a condição de soldagem 7 (C7) (Tabela 6.1). A macrografia da secção transversal da solda e as micrografias das zonas formadas na região da solda são mostradas na Figura 6.4.

Entre as zonas formadas, a Zona de Mistura (ZM) consiste de uma microestrutura recristalizada de grãos finos equiaxiais como resultado das altas temperaturas geradas pelo calor de fricção e da mistura mecânica do material devido à rotação da ferramenta em contato com o material, como observado na Figura 6.4(b). Estas características microestruturais são observadas uma vez que estes fenômenos promovem a força de ativação necessária para iniciar a recristalização dinâmica do material [2]. Diferenças no tamanho de grão no interior da ZM ao longo da solda são observados, principalmente devido às características do fluxo de material e dos gradientes de temperatura aos quais o material é submetido durante o processo de soldagem nesta região [2]. Abrangendo a extremidade da ZM, o material adjacente em contato com a superfície externa da camisa durante a atuação da ferramenta forma uma região de transição entre a ZM e a Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA), região esta mostrada na Figura 6.4(c). Esta região é constituída por uma microestrutura recristalizada com os grãos apresentando um padrão de fluxo vertical ascendente gerado durante a retração da camisa no último estágio do processo de soldagem, caracterizando assim a fronteira entre a ZM e a ZTMA. Na ZTMA, mostrada na Figura 6.4(d), o material base sofre ação tanto da temperatura como da deformação plástica decorrentes do processo, sendo esta zona caracterizada por uma estrutura de grãos altamente deformados localizados em torno da ZM e apresentando um leve início de recristalização na região de fronteira com a ZM. Apesar do efeito da temperatura e da deformação plástica, a ZTMA é caracterizada pela não ocorrência de recristalização dinâmica do material [2]. Por fim, a Zona Termicamente Afetada (ZTA) (Figura 6.4(e)) compreende a região adjacente à ZTMA onde o material é submetido à ação de ciclos térmicos, porém não ocorre deformação plástica. A microestrutura da ZTA consiste principalmente de grãos alongados similares ao do material base.

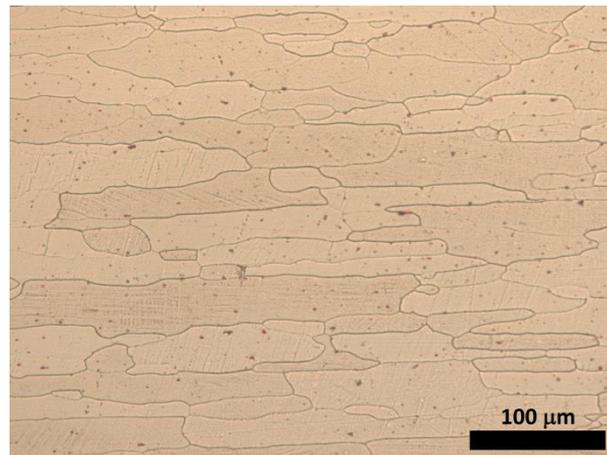


Figura 6.3 Micrografia do material de base da chapa de espessura de 1,6mm na direção de laminação. Reagente: Keller.

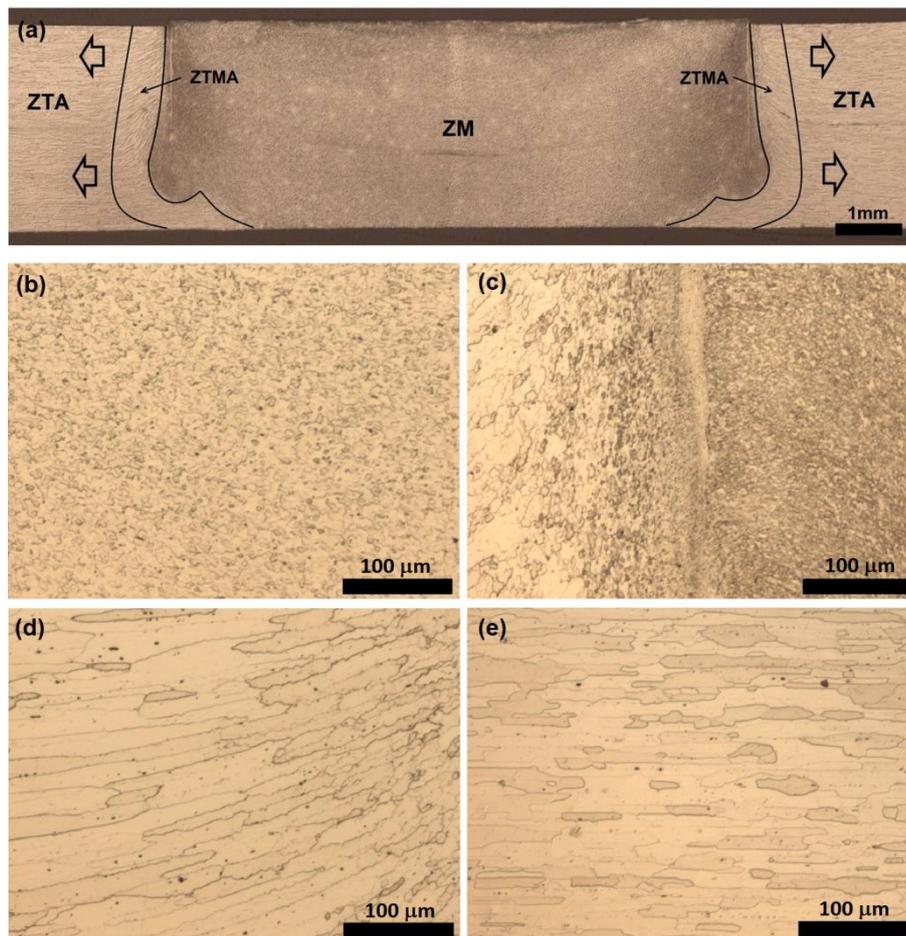


Figura 6.4 (a) Macrografia da secção transversal da solda produzida nas chapas de 1,6mm de espessura utilizando a condição de soldagem 7. (b) Zona de Mistura – ZM; (c) Região de fronteira entre ZM e ZTMA; (d) Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA); (e) Zona Termicamente Afetada – ZTA. Reagente: Keller.

Visto que a resistência da junta apresenta relação com o tamanho da área soldada, uma avaliação do comportamento da área soldada em função das variáveis do processo foi realizada através da análise macrográfica das soldas produzidas. O gráfico da Figura 6.5 mostra o comportamento do tamanho da área soldada através das macrografias em função da velocidade de rotação (eixo das abscissas) e da profundidade de penetração (eixo das ordenadas). O comportamento da área soldada não foi avaliado em função do Tempo de Soldagem uma vez que, conforme observado anteriormente na análise do Método *Taguchi*, esta variável aparece como a de menor influência na resistência da junta soldada. No gráfico estão dispostas as macrografias das diferentes condições de soldagem avaliadas no estudo da otimização dos parâmetros em termos dos valores de Velocidade de Rotação e Profundidade de Penetração, onde o Tempo de Soldagem é indicado para cada condição. Como pode ser observado, o aumento da Velocidade de Rotação leva ao aumento da área soldada em direção do diâmetro da solda, enquanto que o aumento da Profundidade de Penetração resulta em áreas soldadas de maiores profundidades na direção da espessura das chapas. Consequentemente, as soldas de maior (condição 7) e menor resistência (condição 1) estão localizadas no gráfico da Figura 6.5 no canto direito superior e no canto esquerdo inferior, respectivamente.

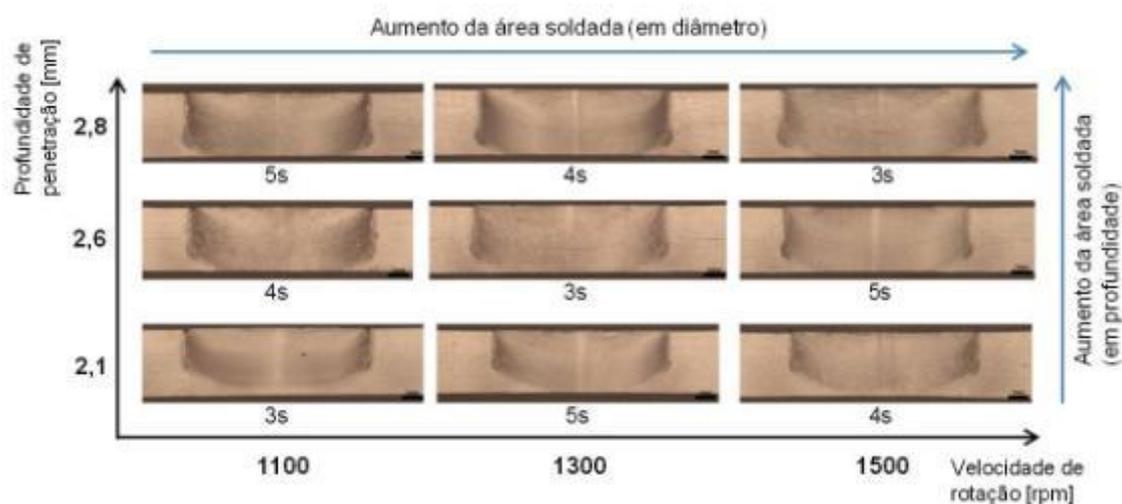


Figura 6.5 Gráfico mostrando as macrografias das soldas produzidas em função da Velocidade de Rotação e da Profundidade de Penetração, sendo o Tempo de Soldagem indicado para cada condição.

### Perfis de microdureza

As propriedades mecânicas das soldas foram avaliadas através da medição de perfis de microdureza, sendo realizadas medições nas soldas produzidas com três diferentes condições de soldagem que resultaram no maior (condição 7), no menor (condição 1) e em um valor intermediário (condição 4) de resistência ao cisalhamento da junta soldada. Os valores de resistência ao cisalhamento das juntas soldadas com a condição 7, condição 1 e condição 4, foram de 7,95kN, 4,88kN e 6,04kN, respectivamente. Os perfis de microdureza foram medidos no plano de simetria das soldas na chapa superior da junta a 1mm de distância abaixo da superfície da solda. A distância entre os pontos de medição foi de 0,3mm e os valores de microdureza foram medidos na escala HV<sub>0,2</sub>.

O gráfico da Figura 6.6 mostra os resultados dos perfis de microdureza medidos nas soldas produzidas com as três diferentes condições de soldagem. O posicionamento da camisa, isto é, do componente da ferramenta de penetração durante o processo, o valor medido de microdureza do material base (170HV) e os parâmetros de soldagem utilizados em cada condição são também indicados no gráfico. Como pode ser observado no gráfico, os perfis de microdureza apresentaram um comportamento similar para todas as condições avaliadas. Observa-se também que a extensão da linha de medição dos perfis a partir do centro das soldas não foi longa o suficiente ao ponto de atingir os valores de microdureza do metal de base indicado pela linha pontilhada horizontal.

Como características comuns, todas as soldas mostraram uma redução no valor de dureza na região da solda, isto é, nas zonas formadas durante o processo, atingindo um mínimo de dureza na ZTMA. Já na região da ZM, foi observada uma variação nos valores de dureza apresentando os valores mais elevados na região central da mesma. De acordo com Cavaliere et al. [41], diferentes fases de precipitados foram observados em soldas produzidas por FSW em ligas de alumínio 2198-T851, indicando a formação das fases  $\theta'$  (Al<sub>2</sub>Cu) e  $\delta'$  (Al<sub>3</sub>Li) na ZM e  $\theta'$  (Al<sub>2</sub>Cu),  $\delta'$  (Al<sub>3</sub>Li) e T1 (Al<sub>2</sub>CuLi) na ZTMA e na ZTA. Segundo o autor, os precipitados T1 na forma de placas finas são a principal fase endurecedora no material base. Acima de 300°C, muitos dos precipitados T1 são dissolvidos e as principais fases endurecedoras passam a ser as  $\theta'$  (Al<sub>2</sub>Cu) e  $\delta'$  (Al<sub>3</sub>Li). Uma vez que na região da solda as temperaturas atingem valores de aproximadamente 80% da temperatura de fusão do material [2] espera-se a dissolução total dos precipitados T1 na ZM e nas regiões adjacentes onde a temperatura atingida é suficientemente alta. Desta

forma, acredita-se que a dissolução dos precipitados T1 seja um dos fatores responsáveis pela queda de dureza nas zonas da solda em comparação com o material de base. Além disso, Cavaliere et al. [41] observou que o formato dos precipitados é diferente ao longo das zonas da solda e é fortemente influenciado pelo histórico térmico sofrido por estas zonas. Na ZTA os precipitados aparecem circulares uniformemente distribuídos no interior e nos contornos dos grãos. Já na ZTMA os precipitados aparecem alongados e distribuídos no interior dos grãos, porém nesta região é observado um superenvelhecimento resultando em precipitados grosseiros, além de largas zonas livres de precipitados, levando assim à maior queda de microdureza ao longo da região da solda [40]. A formação de precipitados grosseiros e das zonas livre de precipitados associadas aos mesmos são características prejudiciais na microestrutura estando ligado à queda de dureza na ZTMA e na ZTA [42][43]. Por fim, os precipitados na ZM aparecem circulares e muito mais finos em comparação a ZTA [41].

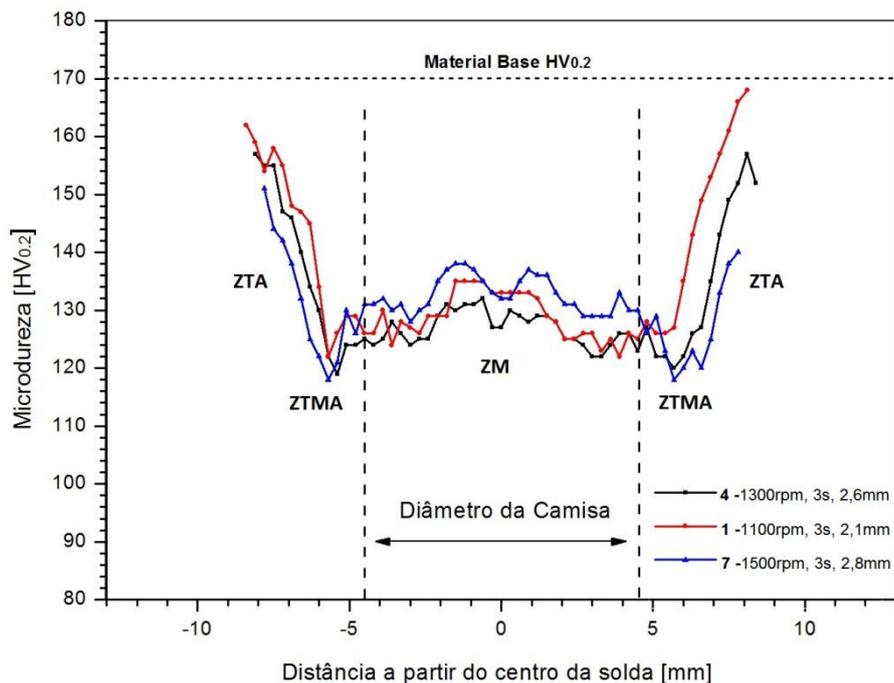


Figura 6.6 Perfis de microdureza das soldas produzidas nas chapas de 1,6mm de espessura utilizando as condições de soldagem número 1, 4 e 7, representando diferentes níveis de resistência mecânica.

Em termos de propriedades específicas apresentadas pelas soldas produzidas, a condição 7, resultou em uma ZM de maior extensão a partir do centro da solda, e conseqüentemente em uma maior área soldada. Já a condição 1 resultou em uma ZM de menor extensão, e assim, na menor área soldada. Este comportamento em relação à extensão da ZM poderia explicar o desempenho mecânico observado nos ensaios de cisalhamento, uma vez que a área soldada está relacionada com a resistência da junta. A condição 7 que apresentou a mais extensa ZM, resultou na maior resistência, enquanto que a condição 1 resultou na menor ZM e na menor resistência. Já a condição 4 apresentou uma extensão da ZM intermediária e, conseqüentemente, uma resistência ao cisalhamento intermediária. Por fim, os valores de microdureza na região da ZTA apresentaram níveis semelhantes nas condições de soldagem avaliadas.

#### Efeito individual das variáveis de processo

Baseado nos parâmetros de soldagem otimizados descritos na Tabela 6.4, foi realizado um estudo focado no efeito individual das variáveis do processo no desempenho mecânico das juntas soldadas. Para isso, uma nova matriz de ensaios de cisalhamento considerando novas combinações de parâmetros de soldagem foi testada de modo a promover informações necessárias para o estudo da influência individual das variáveis, conforme mostra a Tabela 6.5. No estudo em questão, níveis mais elevados para a Velocidade de Rotação (1700rpm) e para o Tempo de Soldagem (6s) foram avaliados devido ao comportamento dos resultados gerados pelo Método *Taguchi* (Figura 6.1) que apresentaram uma tendência crescente com o aumento dos níveis das variáveis avaliadas. Já, no caso da Profundidade de Penetração, não foram avaliados níveis mais elevados uma vez que o nível de 2,8mm foi definido como limite máximo de penetração para as chapas de 1,6mm de espessura, evitando assim o trespasse da ferramenta de soldagem através das chapas. Como observado na Tabela 6.5, não foi possível produzir uma solda com o uso da combinação de parâmetros definida como condição 11 devido aos limites de operação da máquina de soldagem utilizada.

Tabela 6.5 Nova matriz de ensaios realizada para a avaliação do efeito individual das variáveis do processo na resistência mecânica das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.

| Condição de soldagem | Velocidade de Rotação [rpm] | Tempo de soldagem [s] | Profundidade de penetração [mm] | Resistência ao cisalhamento média [kN] |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|---------------------------------|--|
| 11                   | 1100                        | 3                     | 2,8                             | -                                      |
| 12                   | 1300                        | 3                     | 2,8                             | 6,90 ± 0,75                            |
| 13                   | 1700                        | 3                     | 2,8                             | 7,90 ± 0,54                            |
| 14                   | 1500                        | 4                     | 2,8                             | 7,93 ± 0,14                            |
| 15                   | 1500                        | 6                     | 2,8                             | 7,93 ± 0,38                            |
| 16                   | 1500                        | 3                     | 2,6                             | 5,85 ± 0,45                            |
| 17                   | 1500                        | 3                     | 2,1                             | 5,50 ± 0,38                            |

A Figura 6.7 mostra o efeito individual da Velocidade de Rotação da ferramenta na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas. Como pode ser observado, o aumento da velocidade de rotação de 1300rpm para 1500rpm leva à um aumento significativo na resistência da junta em torno de 1kN, porém para o uso de velocidades de rotação mais elevadas ocorre uma queda suave na resistência. Assim, observa-se que níveis intermediários de Velocidade de Rotação mostraram-se melhor para a resistência da junta. Com o uso da mais baixa velocidade de rotação (1100rpm) não foi possível realizar a soldagem devido aos limites de operação da máquina.

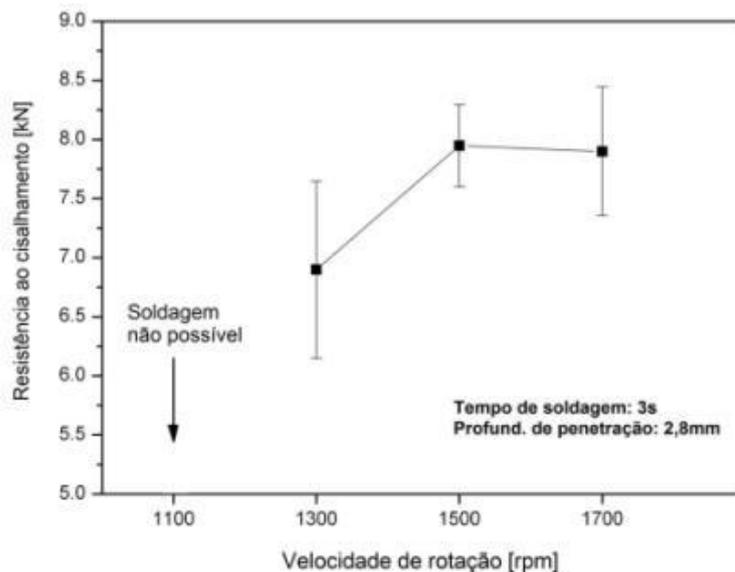


Figura 6.7 Efeito da velocidade de rotação na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.

Em termos do efeito do Tempo de Soldagem no desempenho das juntas, como mostra a Figura 6.8, pode ser observado que tempos de soldagem mais longos que 3s não afetam significativamente a resistência da junta, apenas apresentando uma suave redução na resistência para o tempo de 4s. Desta forma, o uso de tempos de soldagem longos não afetaram significativamente o desempenho das juntas parecendo não ser vantajoso para o processo de soldagem em função da energia requerida no processo e o tempo de duração do mesmo visando a aplicação industrial. Além disso, observa-se que o tempo de soldagem mostra a menor influência do desempenho mecânico das juntas soldadas por causar apenas pequenas variações na resistência quando tem seu nível alterado. Neste estudo, o tempo de soldagem corresponde ao tempo total de penetração e retração da camisa, sendo estes igualmente divididos.

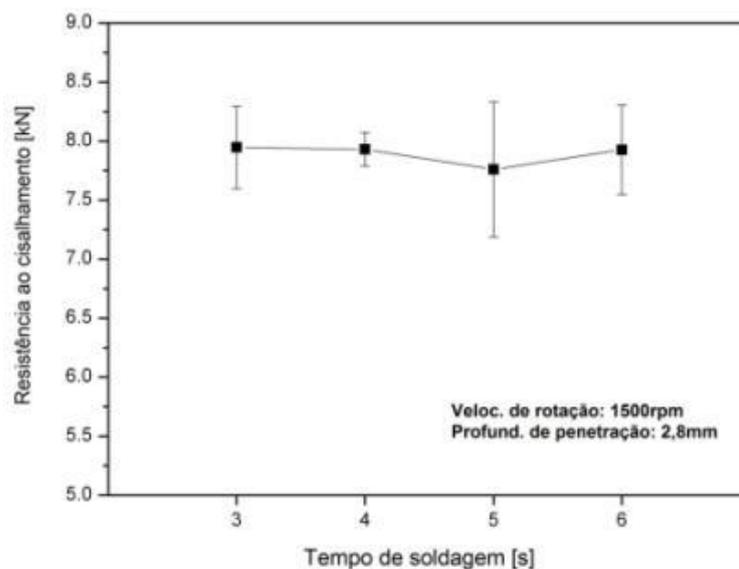


Figura 6.8 Efeito do tempo de soldagem na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.

Finalmente, a Figura 6.9 mostra o efeito da Profundidade de Penetração onde se observa que a mesma mostra o maior efeito na resistência das juntas apresentando um máximo de resistência ao cisalhamento para uma profundidade de penetração de 2,8mm. Um aumento na profundidade de penetração de 0,5mm, isto é, de 2,1mm para 2,6mm, apresentou um efeito pouco significativo no aumento na resistência, sendo de apenas 200N. Contudo, considerando um aumento de 0,7mm passando de 2,1mm para 2,8mm, este aumento na profundidade de penetração mostrou o maior efeito observado no aumento de resistência da junta, em torno de 2,5kN.

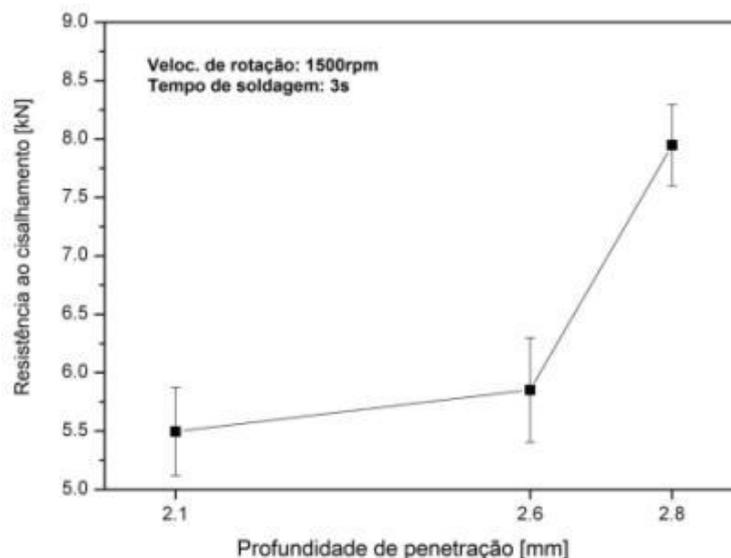


Figura 6.9 Efeito da profundidade de penetração na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.

Uma variável de processo comumente aplicada na produção de soldas a ponto através do processo FSSW trata-se de um período de tempo em que a ferramenta de soldagem, após a penetração no material, permanece em rotação na profundidade de penetração determinada (*dwell time*), o que implica em um período de tempo adicional antes da retração da ferramenta durante o processo de soldagem [44]. No presente estudo, esta variável foi definida como Tempo de Permanência onde uma representação gráfica esquemática desta variável aplicada ao processo de soldagem é mostrada na Figura 6.10. O processo FSSW trata-se de um método de soldagem à ponto que se diferencia do processo avaliado no presente estudo (FSpW), porém é baseado no mesmo princípio da soldagem no estado sólido por fricção, conforme descrito no item 4.1.1 do capítulo 4. Neste sentido, estudos vem sendo realizados com o objetivo de avaliar a influência do Tempo de Permanência nas propriedades mecânicas de juntas soldadas produzidas através do processo FSSW em ligas de alumínio e de magnésio. Lathabai et al. [44] e Lathabai et al. [45] investigaram o efeito do Tempo de Permanência na resistência ao cisalhamento de juntas soldadas à ponto por FSSW na liga de alumínio 6060-T5. Já, Yin et al. [46] demonstrou recentemente a influência do Tempo de Permanência de resistência de soldas a ponto produzidas na liga de magnésio AZ31.

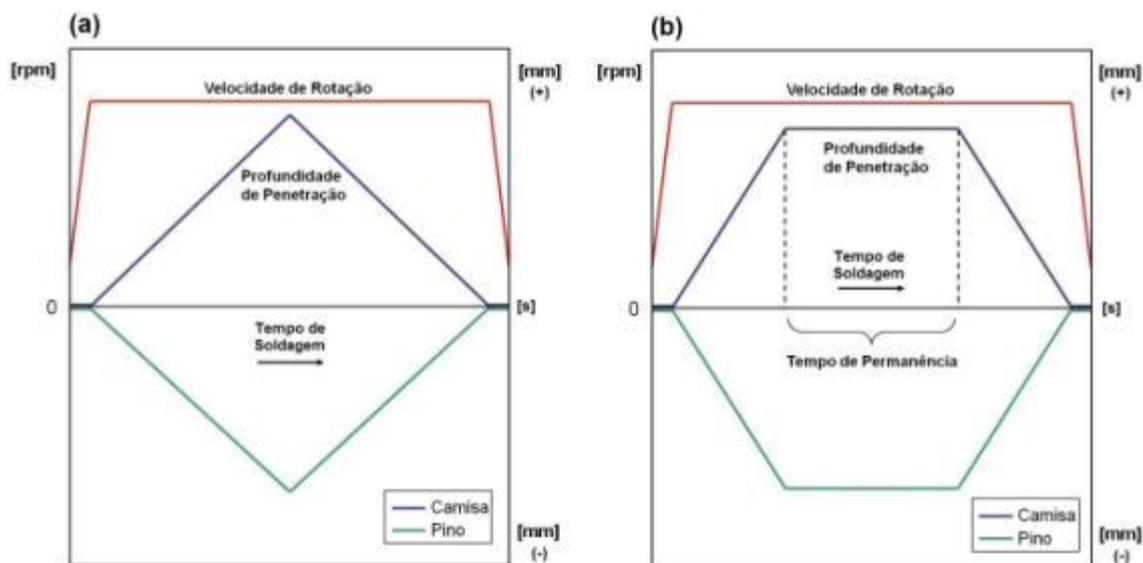


Figura 6.10 Representação esquemática do Tempo de Permanência aplicado ao processo de soldagem FSpW utilizando a variante “penetração da camisa”. (a) Processo sem o uso do Tempo de Permanência; (b) Processo com uso do Tempo de Permanência.

No estudo do efeito individual das variáveis na resistência mecânica das juntas soldadas uma avaliação do efeito do Tempo de Permanência também foi realizada. Usando a condição de soldagem otimizada (condição 7) como condição de referência, diferentes tempos de permanência foram utilizados, isto é 1, 2 e 3s, acrescentando assim os respectivos períodos de tempo ao Tempo de Soldagem (3s). Neste sentido, o uso do tempo de permanência tem por finalidade aumentar a efetividade e o desempenho da ferramenta na mistura do material a ser soldado. O gráfico da Figura 6.11 mostra os resultados em termos de resistência ao cisalhamento da junta quando o tempo de permanência é aplicado. No gráfico, o Tempo de Permanência de 0s corresponde a não utilização do mesmo, ou seja, a condição inicial de referência. Como pode ser observado na Figura 6.11, a utilização do tempo de permanência apresentou um efeito deletério ao desempenho mecânico da solda para a combinação e parâmetros testada. Com o uso de um tempo de permanência de 1s a resistência ao cisalhamento da junta não sofreu alteração significativa, enquanto que para períodos de tempo mais longos o efeito deletério foi acentuado levando à queda progressiva da resistência da junta. Conforme demonstrado por Lathabai et al.[44], Lathabai et al. [45] e Yin et al. [46], o uso de um curto período de tempo de permanência, isto é, da ordem de 1s, durante a soldagem de ligas metálicas leves através do processo FSSW mostrou um efeito benéfico e resultou no aumento da resistência ao cisalhamento

das juntas, embora o uso de tempos de permanência mais longos não tenha surtido um maior efeito. Assim, os resultados do efeito do tempo de permanência obtidos no presente estudo não estão em plena concordância com os resultados observados nos trabalhos citados anteriormente. Porém, deve-se considerar que o processo de soldagem avaliado neste estudo se difere do processo FSSW utilizado pelos autores em questão e, conseqüentemente, deve levar a um diferente comportamento mecânico das juntas soldadas quando o tempo de permanência é aplicado no processo FSpW. Desta forma, o uso do tempo de permanência durante o processo de soldagem aparece como inviável devido ao efeito prejudicial que causa à resistência da junta, além de impor tempos de soldagem mais longos e, conseqüentemente, um maior tempo de processo quando utilizado.

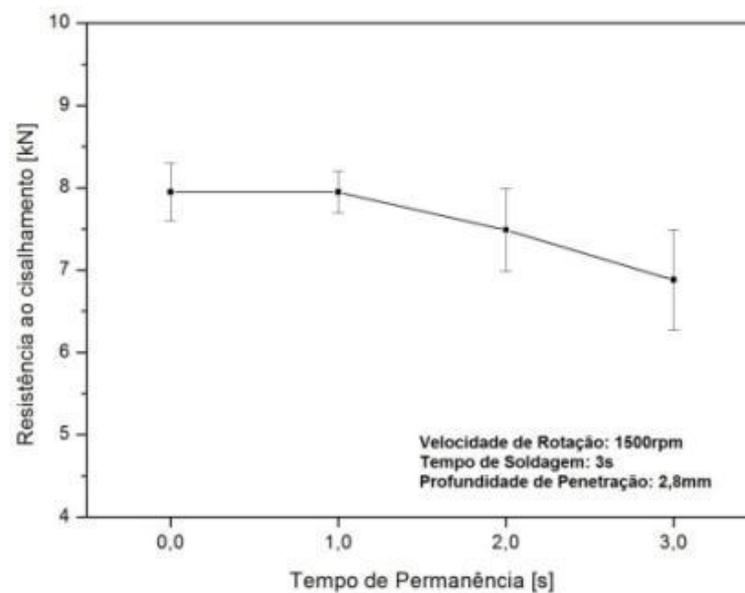


Figura 6.11 Efeito do Tempo de Permanência (dwell time) na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.

### 6.1.2 Chapas de 3,2mm de espessura

#### Método Taguchi

Da mesma forma como foi realizado no estudo da otimização de parâmetros de soldagem para a espessura de chapa de 1,6mm, a Tabela 6.6 mostra o arranjo ortogonal L9 gerado pelo Método *Taguchi*, neste caso, com os níveis das variáveis definidos para chapas de 3,2mm de espessura. As combinações de parâmetros de soldagem e os respectivos valores médios da resistência ao cisalhamento e o desvio padrão obtidos nos ensaios mecânicos são mostrados na Tabela 6.6. Novamente, cada uma das combinações de parâmetros foi definida como uma condição de soldagem sendo estas numeradas de 1 a 9. Neste estudo, todos os ensaios de cisalhamento foram realizados em triplicata para cada combinação de parâmetros. Os gráficos de efeitos principais para valores da média de Médias e Razão S/R resultantes da análise do Método *Taguchi* a partir da matriz de testes gerada da Tabela 6.6 são mostrados na Figura 6.12. A Tabela 6.7 apresenta os valores dos resultados do plotados nos gráficos de resposta. Da mesma forma como descrito anteriormente para chapas de 1,6mm, na avaliação da Razão S/R o critério de análise para a característica da resposta foi o “*maior é melhor*”. Desta forma, desejam-se os níveis das variáveis que resultam nos maiores valores em termos de Médias e Razão S/R de maneira a maximizar a resposta e reduzir a variabilidade da mesma, respectivamente. A partir dos gráficos da Figura 6.12, a melhor combinação de parâmetros sugerida pelo método foi definida como condição de soldagem 10 e esta utiliza 2000rpm, 10s e 4,7mm. Os ensaios de cisalhamento realizados para as soldas produzidas com a condição 10 resultaram em uma resistência ao cisalhamento média de 14,73kN conforme mostra a Tabela 6.8. Os valores de Delta da Tabela 6.7 indicam que, novamente, como no caso das chapas de 1,6mm de espessura, a Profundidade de Penetração apresentou o maior efeito na resistência ao cisalhamento das soldas porém, neste caso, foi a Velocidade de Rotação a variável que mostrou a menor influência na resistência da junta.

Tabela 6.6 Matriz de testes gerada pelo Método *Taguchi* e os respectivos resultados dos ensaios de cisalhamento para as soldas produzidas nas chapas de 3,2mm.

| Condição de soldagem | Velocidade de Rotação [rpm] | Tempo de Soldagem [s] | Profundidade de Penetração [mm] | Resistência ao cisalhamento média [kN] |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|---------------------------------|--|
| 1                    | 1500                        | 4                     | 3,7                             | 10,98 ± 1,70                           |
| 2                    | 1500                        | 7                     | 4,2                             | 13,71 ± 0,40                           |
| 3                    | 1500                        | 10                    | 4,7                             | 14,71 ± 0,30                           |
| 4                    | 2000                        | 4                     | 4,2                             | 12,56 ± 0,74                           |
| 5                    | 2000                        | 7                     | 4,7                             | 14,46 ± 0,40                           |
| 6                    | 2000                        | 10                    | 3,7                             | 13,61 ± 0,33                           |
| 7                    | 2500                        | 4                     | 4,7                             | 12,73 ± 0,68                           |
| 8                    | 2500                        | 7                     | 3,7                             | 10,74 ± 1,82                           |
| 9                    | 2500                        | 10                    | 4,2                             | 13,55 ± 0,71                           |

Tabela 6.7 Tabela de resultados da análise do Método *Taguchi* em termos de Médias e Razão S/R.

| Nível         | Velocidade de Rotação [rpm] |       | Tempo de Soldagem [s] |       | Profundidade de Penetração [mm] |       |
|---------------|-----------------------------|-------|-----------------------|-------|---------------------------------|-------|
|               | Médias                      | S/R   | Médias                | S/R   | Médias                          | S/R   |
| 1             | 13,14                       | 22,22 | 12,09                 | 21,53 | 11,78                           | 21,22 |
| 2             | 13,54                       | 22,61 | 12,97                 | 22,11 | 13,27                           | 22,43 |
| 3             | 12,34                       | 21,69 | 13,96                 | 22,88 | 13,97                           | 22,87 |
| Delta         | 1,2                         | 0,91  | 1,87                  | 1,35  | 2,19                            | 1,66  |
| Classificação | 3                           |       | 2                     |       | 1                               |       |

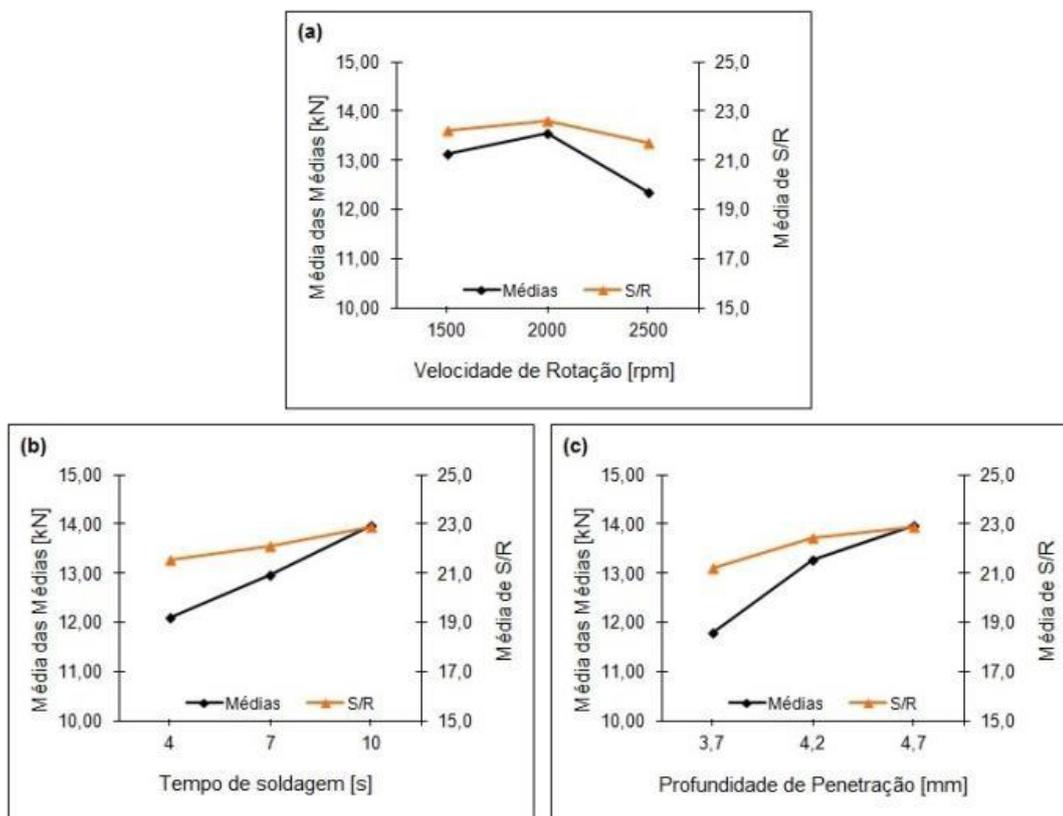


Figura 6.12 Gráficos resultantes do Método *Taguchi* para chapas de espessura de 3,2mm em termos de Médias e S/R. (a) Velocidade de Rotação (b) Tempo de Soldagem (c) Profundidade de Penetração.

Tabela 6.8 Combinação dos parâmetros de soldagem sugerida pelo Método *Taguchi* como condição de soldagem otimizada para chapas de 3,2mm de espessura.

| Condição de soldagem | Velocidade de Rotação [rpm] | Tempo de Soldagem [s] | Profundidade de Penetração [mm] | Resistência ao cisalhamento média [kN] |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|---------------------------------|--|
| 10                   | 2000                        | 10                    | 4,7                             | 14,73 ± 0,50                           |

Os resultados experimentais dos ensaios mecânicos mostraram um valor médio de resistência ao cisalhamento de 14,73kN para as juntas soldadas utilizando a condição 10 enquanto que o desvio padrão foi de  $\pm 0,50$ kN (Tabela 6.8). A faixa de resistência das demais condições de soldagem analisadas ficou entre 10,97 e 14,71kN (Tabela 6.7). Os maiores valores de resistência resultaram das condições 3, 5 e 10 atingindo valores acima de 14kN, ou seja, 14,71kN, 14,46kN e 14,73kN, respectivamente. Embora a resistência ao

cisalhamento apresentada pela condição 10 tenha sido levemente superior, esta apresentou a maior resistência ao cisalhamento em termos de valor absoluto entre as condições testadas. Contudo, o desvio padrão apareceu maior para a condição 10 ( $\pm 0,50\text{kN}$ ) seguido da condição 5 ( $\pm 0,40\text{kN}$ ) e então pela condição 3 ( $\pm 0,30\text{kN}$ ). Desta forma, os resultados experimentais obtidos mostram que o Método *Taguchi* foi eficaz na determinação da combinação de parâmetros que resultou no maior valor absoluto de resistência, embora tenha havido uma discrepância em termos de variabilidade do processo, ficando este acima do esperado. Mais uma vez, esta discrepância nos resultados pode estar relacionada com o fato do efeito da interação entre variáveis não ser considerado pelo Método *Taguchi*.

Por fim, pode-se considerar que as maiores resistências ao cisalhamento foram obtidas com as condições 3, 5 e 10, uma vez que se encontram em uma mesma faixa de resistência considerando a variabilidade dos resultados. Neste sentido, comparando as condições de soldagem 3 e 10, os parâmetros utilizados foram os mesmos exceto pela Velocidade de Rotação utilizada que foi mais elevada para a condição 10 (2000rpm) em relação à condição 3 (1500rpm). Assim, o aumento da Velocidade de Rotação levou ao aumento pouco significante da resistência, enquanto que a variabilidade do processo elevou-se. Este comportamento evidencia, conforme sugerido pelo valor Delta (Tabela 6.7), a menor influência apresentada pela Velocidade de Rotação na resistência final das soldas. Além disso, para uma velocidade de 2000rpm, a redução do Tempo de Soldagem de 10s (condição 10) para 7s (condição 5) resultou em uma menor resistência ao cisalhamento porém com maior nível de confiança. Finalmente, devido a pequena diferença apresentada nos resultados obtidos para as condições 3 e 10, ambas as condições podem ser definidas como combinações de parâmetros de soldagem otimizados para chapas de 3,2mm de espessura, conforme mostra a Tabela 6.9. Portanto, a opção pelo uso de uma Velocidade de Rotação de 1500rpm ou 2000rpm está relacionada, respectivamente, com a necessidade de uma menor variabilidade ou de uma maior resistência média das soldas produzidas.

Tabela 6.9 Combinação dos parâmetros de soldagem definidas como condições de soldagem otimizadas para chapas de 3,2mm de espessura.

| Condição de soldagem | Velocidade de Rotação [rpm] | Tempo de Soldagem [s] | Profundidade de Penetração [mm] | Resistência ao cisalhamento média [kN] |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|---------------------------------|--|
| 3                    | 1500                        | 10                    | 4,7                             | 14,71 ± 0,30                           |
| 10                   | 2000                        | 10                    | 4,7                             | 14,73 ± 0,50                           |

Uma vez definidos os parâmetros de soldagem otimizados para a liga AA2198-T8 na espessura de chapa de 3,2mm, foi realizada uma comparação entre a resistência da junta soldada pelo processo FSpW e a resistência de juntas rebitadas. Para este fim, foi escolhida como referência a condição que apresentou o maior valor de resistência média, ou seja, a condição 10. Assim, em fins de comparação, foram utilizados dados da literatura provenientes do Military Handbook [40] para juntas rebitadas da liga de alumínio Clad 2024-T3 com espessura de aproximadamente 3,2mm (0,125in), visto a ausência de dados específicos de juntas rebitadas para a liga AA2198-T8. Neste sentido, a Figura 6.13 mostra valores da resistência estática de juntas rebitadas na espessura de 3,2mm em função do diâmetro do rebite e do tipo de rebites utilizado (rebites de ligas de alumínio), além do valor da resistência da junta soldada produzida com a condição 10. Analisando o gráfico em termos da resistência máxima alcançada pelas juntas quando utilizadas combinações usuais entre material, tipo e diâmetro do rebite, conforme reportado na literatura (pontos unidos pelas linhas contínuas), observa-se que o nível de resistência da solda encontra-se consideravelmente superior ao de rebites, exceto para um dos casos em que o rebite apresenta nível semelhante ao da junta soldada. Desta forma, considerando juntas rebitadas usuais para chapas de 3,2mm de espessura, indiferente do diâmetro do rebite, conclui-se que a junta soldada produzida com os parâmetros otimizados resultou em um valor de resistência bastante superior ao das juntas rebitadas ou, no mínimo, valores semelhantes. Por outro lado, devido ao comportamento aparentemente linear dos dados reportados, uma extrapolação linear das curvas para uma condição com o diâmetro de rebite de 9mm, equivalente ao da solda produzida (representado pelas linhas pontilhadas no gráfico), mostra que as resistências da solda e dos rebites encontram-se em uma faixa próxima de valores. Portanto, quando considerado um mesmo diâmetro de solda e de rebite, conclui-se

que a junta soldada por FSpW resulta em uma resistência estática de nível comparável ao de juntas rebitadas para um material semelhante.

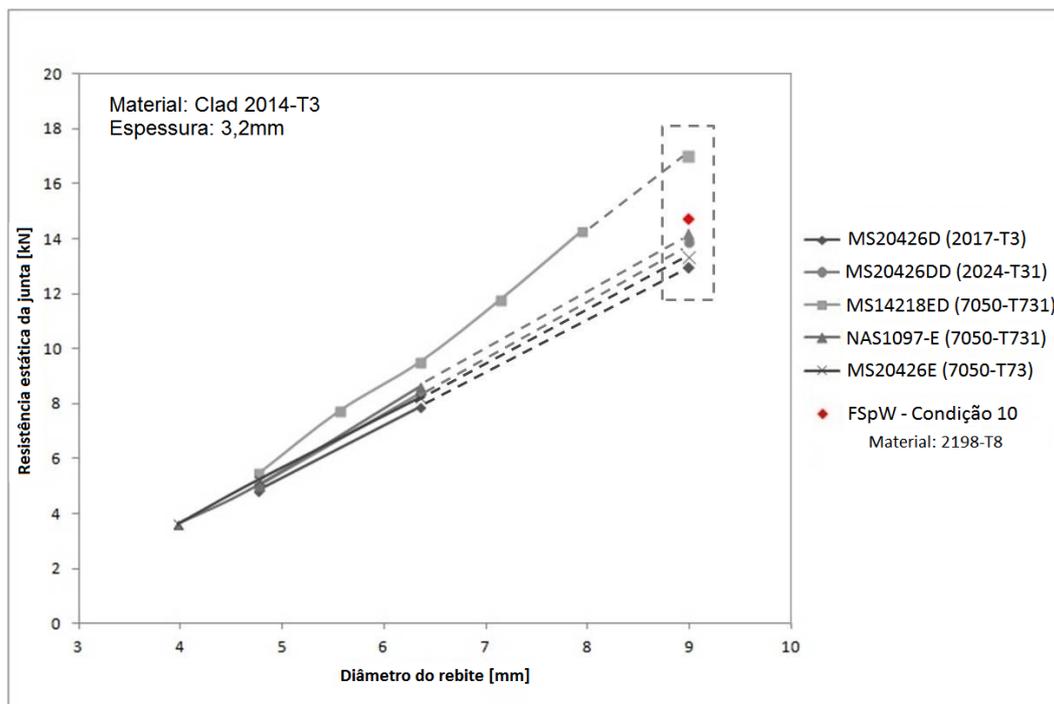


Figura 6.13 Gráfico comparativo entre a resistência da junta soldada produzida por FSpW e de juntas rebitadas (diferente tipos de rebites de alumínio) em função do diâmetro do rebite para espessura de chapa de 3,2mm [40].

### Caracterização microestrutural das soldas

A caracterização microestrutural das soldas produzidas foi realizada através da análise macro e micrográfica da região da secção transversal usando microscopia ótica. A microestrutura do material base da liga AA2198-T8 na espessura de chapa de 1,6mm é mostrada na Figura 6.14. A caracterização microestrutural das zonas formadas na região da solda foi realizada para a solda produzida utilizando a condição de soldagem 4 (C4) (Tabela 6.6), onde a macrografia da secção transversal da solda e as micrografias das zonas formadas na região da solda são mostradas na Figura 6.15. Da mesma forma como observado para chapas de espessura de 1,6mm, as zonas formadas na região da solda são

compostas pela Zona de Mistura (ZM), Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA) e Zona Termicamente Afetada (ZTA). As mesmas características microestruturais são observada nestas regiões no caso das soldas produzidas em chapas de 3,2mm de espessura, onde a ZM consiste de uma microestrutura recristalizada de grãos finos equiaxiais (Figura 6.15(b)), a ZTMA é caracterizada por uma estrutura de grãos altamente deformados apresentando um leve início de recristalização na região de fronteira com a ZM (Figura 6.15(d)) e, por fim, a microestrutura da ZTA consiste de grãos alongados similares ao do material base (Figura 6.15(e)). Além disso, abrangendo a extremidade da ZM, observa-se ainda uma região de fronteira entra a ZM e a ZTMA onde, devido ao contato com a superfície externa da ferramenta, apresenta uma microestrutura constituída por grãos recristalizados apresentando um padrão de fluxo vertical ascendente em decorrência da retração da ferramenta no estágio final do processo de soldagem (Figura 6.15(c)).

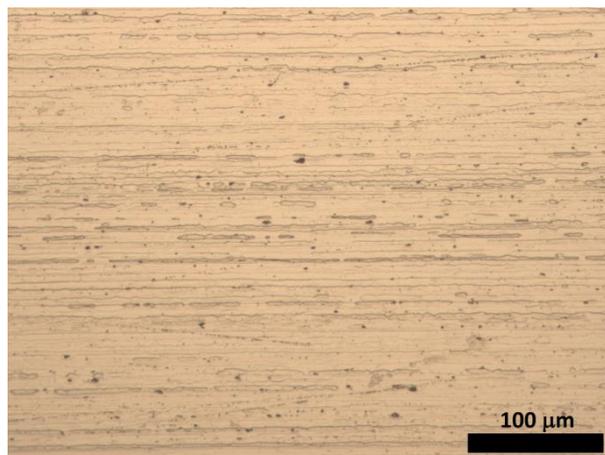


Figura 6.14 Micrografia do material de base da chapa de espessura de 3,2mm na direção de laminação. Reagente: Keller.

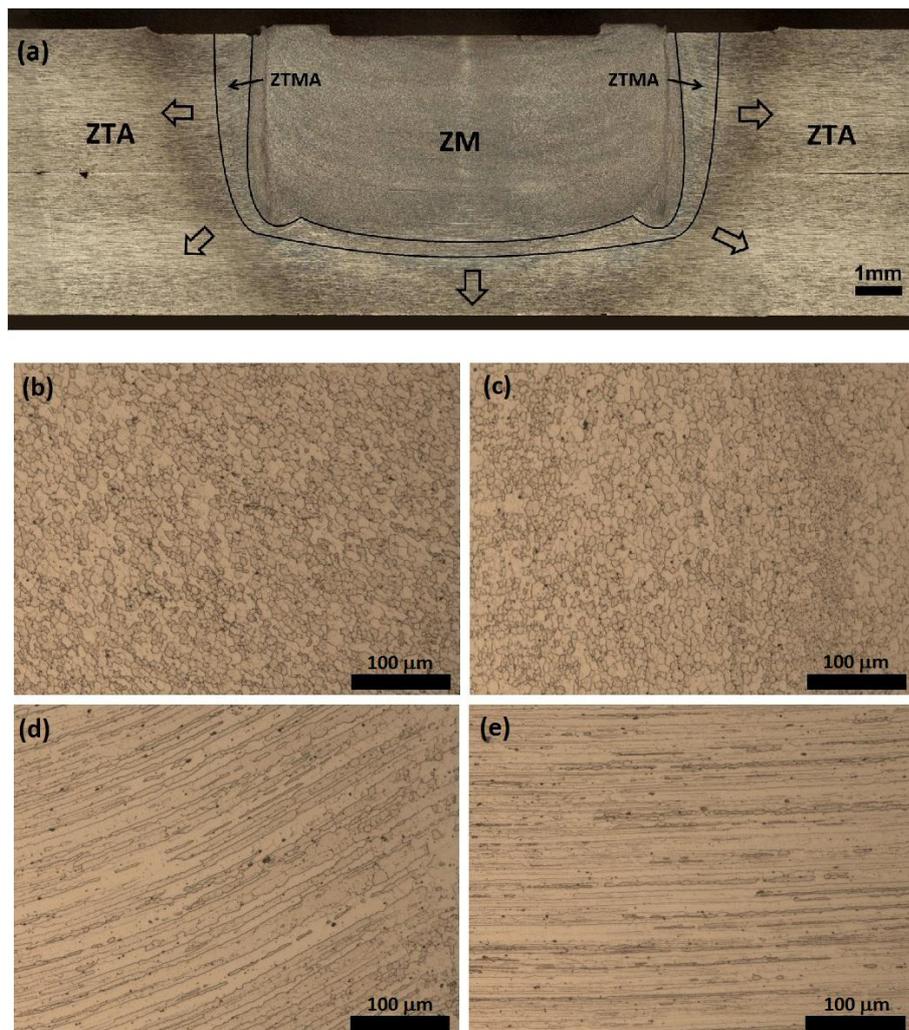


Figura 6.15 (a) Macrografia da secção transversal da solda produzida nas chapas de 3,2mm de espessura utilizando a condição de soldagem 4. (b) Zona de Mistura – ZM; (c) Região de fronteira entre ZM e ZTMA; (d) Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA); (e) Zona Termicamente Afetada – ZTA. Reagente: Keller.

### Perfis de microdureza

Os perfis de microdureza das soldas produzidas nas chapas de 3,2mm de espessura foram medidos para três condições de soldagem que resultaram em diferentes níveis de resistência ao cisalhamento da junta soldada. Entre estas, estão a condição 10 e a condição 8, correspondendo ao maior e ao menor valor de resistência obtidos entre as condições avaliadas, respectivamente, e a condição 4 correspondendo a um valor intermediário de resistência. O valor de resistência ao cisalhamento da junta soldada produzida com a

condição 10 foi de 14,73kN, enquanto que a condição 8 e a condição 4 resultaram em uma resistência de 10,97 e 12,56kN, respectivamente. O gráfico da Figura 6.16 mostra os resultados dos perfis de microdureza medidos nas soldas produzidas com as três diferentes condições de soldagem. O posicionamento e dimensão da camisa, o valor medido de microdureza do material base (150HV) e os parâmetros de soldagem utilizados em cada condição são também indicados no gráfico.

Os perfis de microdureza apresentados na Figura 6.16 mostram aspectos similares sendo caracterizados pela redução na dureza do material ao longo da região da solda com um mínimo de microdureza na região da ZTMA. Tratando-se das particularidades das soldas, a condição 10 apresentou a maior ZM estendendo-se além da dimensão do diâmetro da camisa, evidenciando assim, um bom desempenho da ferramenta no efeito de mistura do material para os respectivos parâmetros de soldagem. Desta forma, os parâmetros usados na condição 10 resultaram na maior área soldada produzida e, conseqüentemente, no maior valor de resistência ao cisalhamento entre as juntas soldadas avaliadas. Além disso, observa-se que a extensão das medições realizadas a partir do centro das soldas não foi longa o suficiente para atingir o metal de base (valor indicado pela linha pontilhada horizontal), exceto para a condição 4, como mostra a Figura 6.16. A solda produzida com a condição 10 apresentou uma maior homogeneidade na propriedade de microdureza ao longo da solda apresentando variações suaves o que se mostra benéfico para o desempenho mecânico da junta soldada. Já a menor área soldada produzida com o uso da condição 8, isto é, a ZM de menor extensão, associada com a baixa homogeneidade na microdureza ao longo da solda, onde foi observado a maior queda de microdureza na região da ZTMA entre as soldas avaliadas, resultou em um efeito prejudicial para o desempenho da junta e levou ao menor valor de resistência ao cisalhamento para a condição 8. Finalmente, a solda produzida com a condição 4 apresentou um comportamento intermediário considerando as características discutidas para as condições 10 e 8 e, conseqüentemente, resultou em uma resistência ao cisalhamento intermediária. Além das particularidades mencionadas, diferenças nas características da ZTA foram evidenciadas nas soldas em questão. Como pode ser observado na Figura 6.16, os parâmetros usados na condição 10 resultaram em uma maior ZTA, o que significa que uma maior extensão do material base foi afetado pelo ciclo térmico imposto pelo processo de soldagem. Esta característica é evidenciada no perfil de microdureza uma vez que não foi alcançado no perfil medido o valor de microdureza do material base. Por outro lado, o uso da condição 4 gerou uma ZTA de menor extensão, isto é, uma menor porção do material

base sofreu influência do ciclo térmico gerado pelo processo com o uso dos respectivos parâmetros. Neste caso, o perfil de microdureza medido mostra a presença do material de base.

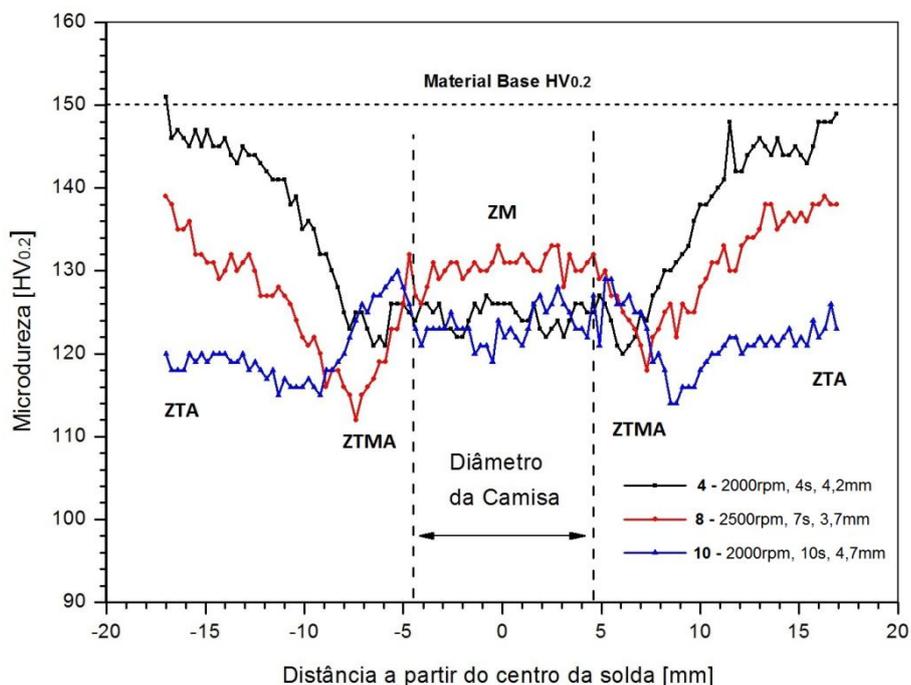


Figura 6.16 Perfis de microdureza das soldas produzidas nas chapas de 3,2mm de espessura utilizando as condições de soldagem número 4, 8 e 10, representando diferentes níveis de resistência mecânica.

### Efeito individual das variáveis

O efeito individual das variáveis de processo na resistência mecânica das juntas soldadas foi avaliado baseado nos parâmetros de soldagem da condição 10 (uma das condições otimizadas) descritos na Tabela 6.9. Com esta finalidade, uma nova matriz de ensaios de cisalhamento considerando novas combinações de parâmetros de soldagem foi testada para obter as informações necessárias para o estudo em questão, conforme mostrado na Tabela 6.10. Níveis mais elevados das variáveis Tempo de Soldagem (13s) e Profundidade de Penetração (5,2mm) foram avaliados neste estudo devido à tendência crescente apresentada pelos resultados do Método *Taguchi* com o aumento do nível das variáveis, exceto para o caso da Velocidade de Rotação.

Tabela 6.10 Nova matriz de ensaios realizada para a avaliação do efeito individual das variáveis do processo na resistência mecânica das juntas soldadas para chapas de 3,2mm de espessura.

| Condição de soldagem | Velocidade de Rotação [rpm] | Tempo de Soldagem [s] | Profundidade de Penetração [mm] | Resistência ao cisalhamento média [kN] |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|---------------------------------|--|
| 11                   | 2500                        | 10                    | 4,7                             | 13,75 ± 0,24                           |
| 12                   | 2000                        | 4                     | 4,7                             | 11,59 ± 0,13                           |
| 13                   | 2000                        | 13                    | 4,7                             | 14,70 ± 0,56                           |
| 14                   | 2000                        | 10                    | 4,2                             | 14,20 ± 0,10                           |
| 15                   | 2000                        | 10                    | 5,2                             | 14,20 ± 0,36                           |

A Figura 6.17 mostra o efeito individual da Velocidade de Rotação na resistência ao cisalhamento da junta soldada, onde se observa que níveis baixos ou intermediários de velocidade mostraram-se melhores em comparação com níveis elevados. O aumento da velocidade de rotação de 1500 para 2000rpm não afetou significativamente o desempenho da junta, resultando apenas em uma pequena melhora na resistência, enquanto que o nível mais elevado de rotação (2500rpm) mostrou um efeito deletério no desempenho da junta levando à redução na resistência ao cisalhamento.

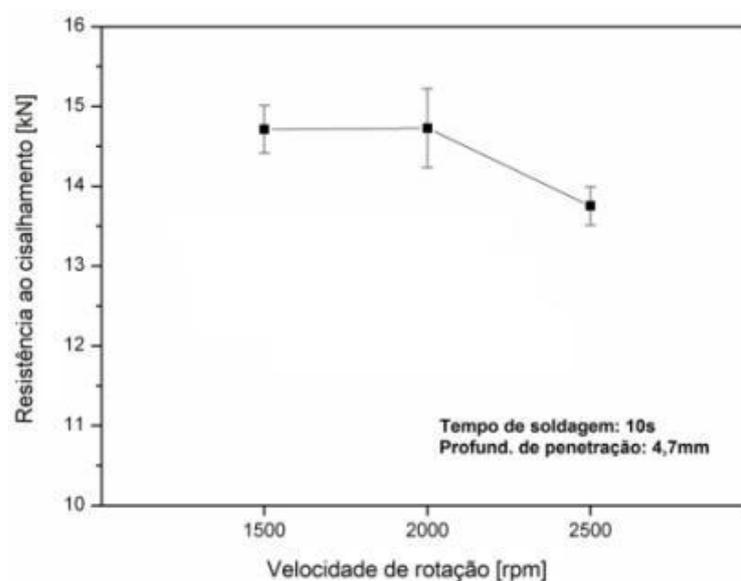


Figura 6.17 Efeito da Velocidade de Rotação na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 3,2mm de espessura.

O efeito do Tempo de Soldagem na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas é mostrado na Figura 6.18, onde os tempos de soldagem empregados correspondem ao tempo total de penetração e retração da camisa igualmente divididos. Como pode ser observado, um curto Tempo de Soldagem (4s) resultou em uma baixa resistência, enquanto que o aumento no tempo levou ao aumento da resistência ao cisalhamento das juntas, de maneira que o maior efeito foi observado com o aumento do Tempo de Soldagem de 4 para 7s. Em contrapartida, tempos de soldagem mais longos do que 7s não afetaram significativamente a resistência das juntas para a faixa de tempos de soldagem avaliados. Novamente, como observado no caso da soldagem das chapas de 1,6mm de espessura, devido à energia requerida no processo e o tempo de duração do mesmo, o uso de tempos de soldagem mais longos não se mostra vantajoso para o processo de soldagem das chapas de 3,2mm de espessura.

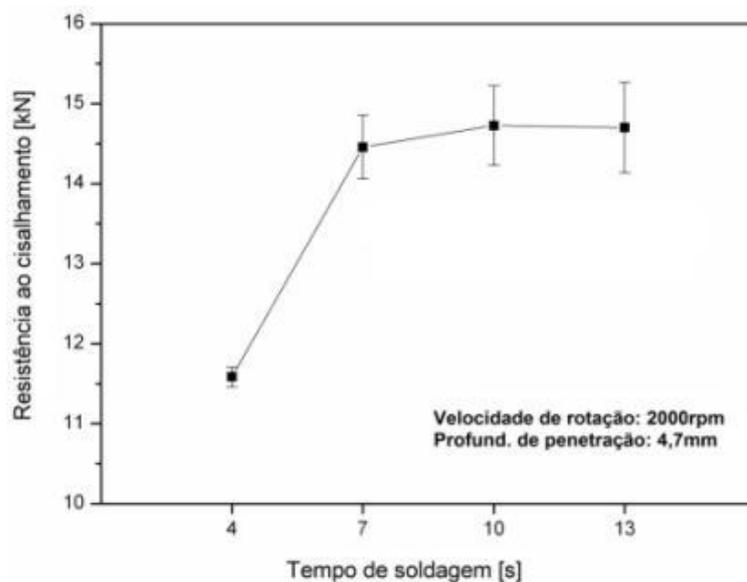


Figura 6.18 Efeito do Tempo de Soldagem na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 1,6mm de espessura.

Já a Figura 6.19 mostra o efeito da Profundidade de Penetração na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas. O gráfico mostra claramente que o melhor nível de Profundidade de Penetração usado foi o de 4,7mm, onde o efeito da variável é caracterizado pelo aumento na resistência ao cisalhamento com o uso de penetrações mais

profundas até um nível específico, isto é, 4,7mm. Entretanto, valores mais elevados do que 4,7mm levaram à redução da resistência das juntas.

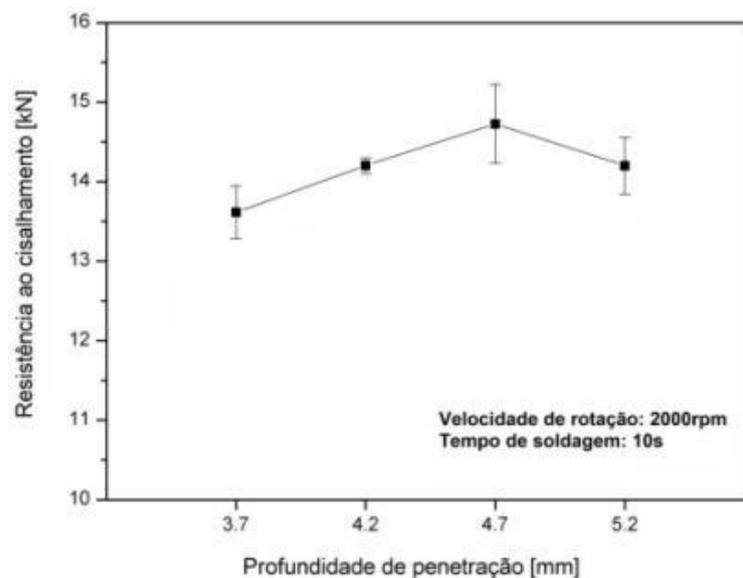


Figura 6.19 Efeito da Profundidade de Penetração na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 3,2mm de espessura.

Por fim, a avaliação do efeito do Tempo de Permanência na resistência mecânica das juntas soldadas foi realizada. Para este fim, foi usada como condição de referência a condição de soldagem otimizada (condição 10), onde diferentes tempos de permanência, isto é, 1, 2 e 3s, foram acrescentados ao Tempo de Soldagem (10s). O gráfico da Figura 6.20 mostra os resultados em termos de resistência ao cisalhamento da junta quando os diferentes tempos de permanência são aplicados, onde o Tempo de Permanência de 0s corresponde a não utilização do mesmo, ou seja, a condição inicial de referência. Como pode ser observado no gráfico da Figura 6.20, o efeito do Tempo de Permanência apresentou a mesma característica observada na soldagem das chapas de 1,6mm discutido anteriormente, de maneira que a utilização do Tempo de Permanência não apresentou efeito benéfico ou até mesmo apresentou um efeito deletério na resistência da solda para a combinação de parâmetros testada. Assim, o uso de Tempos de Permanência mais longos do que 1s resultou na queda progressiva da resistência da junta.

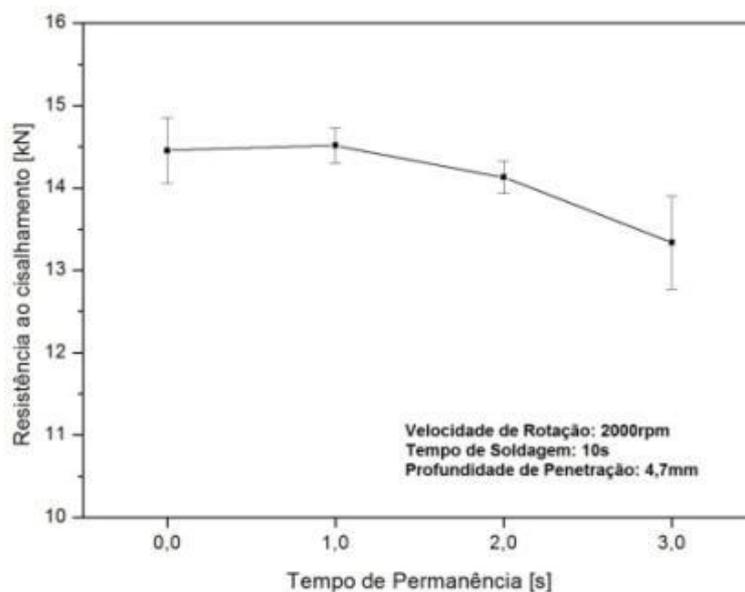


Figura 6.20 Efeito do Tempo de Permanência (*dwell time*) na resistência ao cisalhamento das juntas soldadas para chapas de 3,2mm de espessura.

## 6.2 Avaliação da integridade das juntas soldadas

### 6.2.1 Ensaio quase-estáticos

Os ensaios quase-estáticos foram realizados para a avaliação da resistência mecânica das juntas soldadas nas diferentes configurações de arranjos de soldas conforme descritas na Tabela 5.3 do Procedimento Experimental. Nestes ensaios, foram utilizados juntas simples de sobreposição definida como corpos de prova de Alta Transferência de Carga (ATC) onde os mesmos foram submetidos a um carregamento de tração utilizando uma taxa de deslocamento de 1mm/s até a fratura dos corpos de prova. Como resultado dos ensaios quase-estáticos foi obtida a tensão nominal máxima suportada pelas juntas soldadas. Neste caso, os valores de tensão nominal foram determinados a partir da razão da força medida durante o ensaio pela área da seção transversal da chapa que compõe a junta, conforme mostra a Tabela 6.11. Os ensaios quase-estáticos foram realizados em triplicata para cada uma das configurações de juntas avaliadas, sendo os resultados de resistência ao cisalhamento média apresentados na Tabela 6.11, juntamente como o modo de falha resultante. As Figura 6.21 e Figura 6.22 mostram os corpos de prova utilizados nos ensaios quase-estáticos antes e após os ensaios para as configurações apresentando duas e três

linhas de soldas, respectivamente, sendo que a escala das imagens encontra-se em centímetros. Nas imagens, observa-se um diferente aspecto superficial das soldas nos corpos de prova fraturados devido ao processo de remoção de rebarbas ao qual as soldas foram submetidas antes da realização dos ensaios quase-estáticos. Esta remoção foi realizada a fim de propiciar um melhor acabamento superficial para avaliação das deformações pelo método de análise de imagens, além de eliminar qualquer influência que poderiam vir a provocar nos resultados dos ensaios mecânicos.

Tabela 6.11 Resultados dos ensaios quase-estáticos em termos de tensão nominal máxima média atingida até a falha das juntas para as diferentes configurações de juntas descritas na Tabela 5.3.

| Descrição do corpo de prova | Força máxima [N] | Área da seção transversal [mm <sup>2</sup> ] | Tensão nominal máxima [MPa] | Modo de falha                  |
|-----------------------------|------------------|--|-----------------------------|--------------------------------|
| ATC 1.5D - 3D - 2           | 14857,42         | 43,2   | 343,92 ± 2,90               | Falha na seção transversal     |
| ATC 1.5D - 5D - 2           | 20703,55         | 72   | 287,55 ± 1,36               | Arrancamento no botão de solda |
| ATC 2D - 3D - 2             | 14603,50         | 43,2   | 338,04 ± 5,35               | Falha na seção transversal     |
| ATC 2D - 5D - 2             | 20088,59         | 72   | 279,01 ± 8,42               | Arrancamento no botão de solda |
|                             |                  |  |                             |                                |
| ATC 1.5D - 3D - 3           | 15293,99         | 43,2   | 354,03 ± 8,10               | Falha na seção transversal     |
| ATC 1.5D - 5D - 3           | 27464,54         | 72   | 381,45 ± 8,75               | Falha na seção transversal     |
| ATC 2D - 3D - 3             | 15221,89         | 43,2   | 352,36 ± 5,94               | Falha na seção transversal     |
| ATC 2D - 5D - 3             | 27552,55         | 72   | 382,67 ± 5,24               | Falha na seção transversal     |

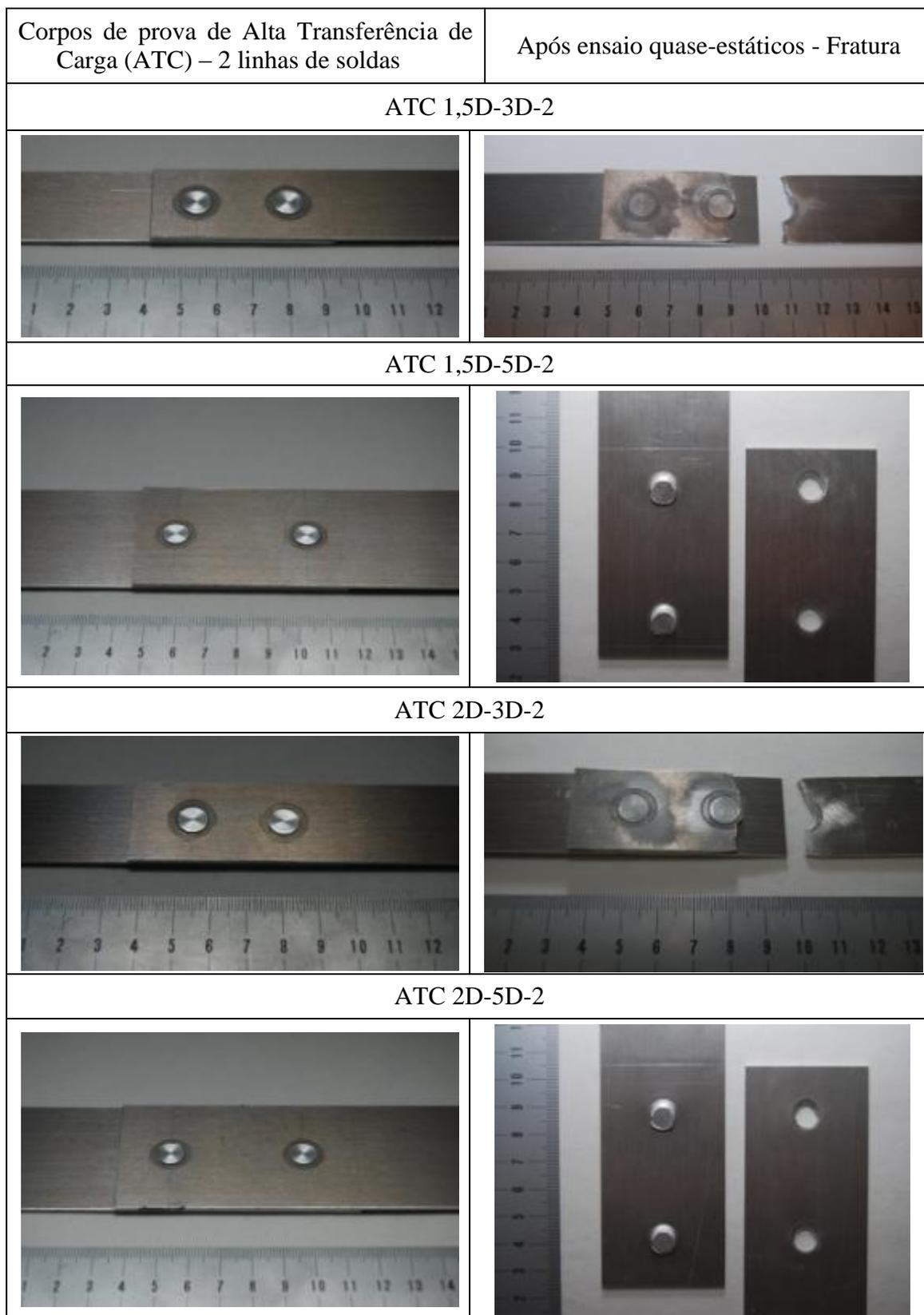


Figura 6.21 Imagens dos corpos de prova antes e após os ensaios quase-estáticos realizados para a avaliação da resistência mecânica das juntas soldadas. Configurações para 2 linhas de solda ponto.

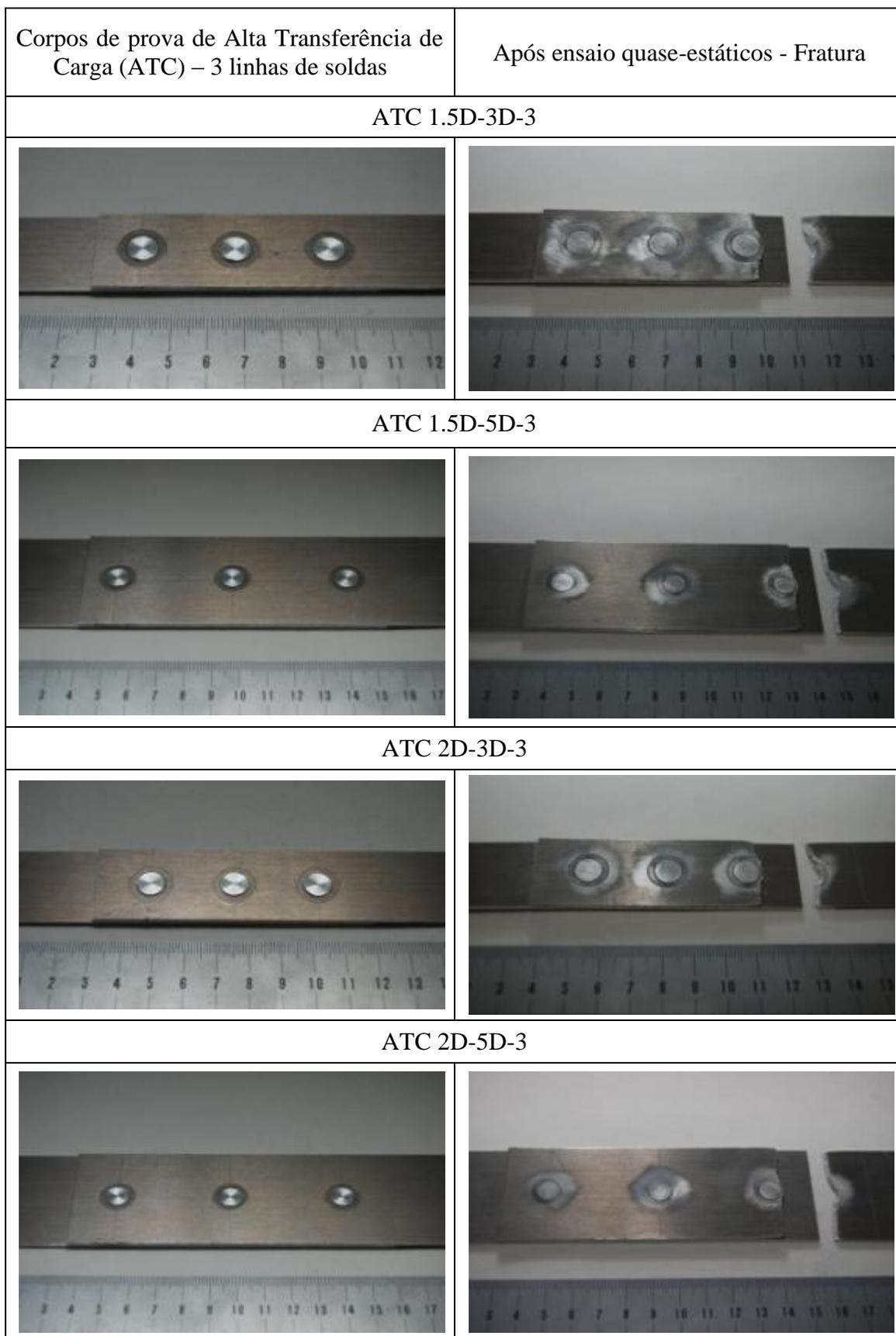


Figura 6.22 Imagens dos corpos de prova antes e após os ensaios quase-estáticos realizados para a avaliação da resistência mecânica das juntas soldadas. Configurações para 3 linhas de solda ponto.

Conforme observado na Tabela 6.11, os maiores valores de resistência estática resultaram das juntas que apresentaram o modo de fratura definido como “fratura na seção transversal” mostrado nas imagens dos corpos de prova após os ensaios quase-estáticos (Figura 6.21 e Figura 6.22). Desta forma, pode-se concluir que valores de resistência estática das juntas soldadas estão associados à este modo de fratura resultante. Já, tratando-se dos menores valores de resistência estática observados, estes ocorreram para as configurações de juntas que tiveram a falha pelo modo de “arrancamento no botão de solda”, ou seja, para as configurações ATC 1.5D-5D-2 e ATC 2D-5D-2 conforme mostra a Figura 6.21. Nestes casos, os baixos valores de resistência ao cisalhamento estão relacionados com o modo de falha por arrancamento no botão de solda apresentado pelas juntas, conclui-se que este modo de falha está associado a níveis de resistência estática inferiores. Similarmente, no caso de juntas fixadas mecanicamente, como é o caso de rebites e parafusos, dois dos modos de fratura observados nos processos de falha destes componentes são denominados de “arrancamento da chapa através da cabeça do fixador” e “falha por tensão na seção transversal”, conforme ilustrado na Figura 6.23 [31][32][47]. No primeiro caso, o modo de fratura apresenta características semelhantes à fratura de arrancamento no botão de solda observada nas juntas soldadas à ponto por FSpW, podendo assim serem consideradas similares, onde a chapa superior da junta sobreposta é arrancada sem ocorrer a falha fixador ou, como é o caso, das soldas (Figura 6.21). Já no segundo caso, o modo de fratura assemelha-se à fratura na seção transversal observada na junta soldada, onde a falha ocorre através do rompimento da chapa na região da solda (Figura 6.21 e Figura 6.22). Neste sentido, o comportamento observado para as juntas soldadas em termos da relação entre resistência estática e modo de fratura associado está de acordo com o observado em juntas fixadas mecanicamente, onde uniões projetadas para falha por tensão na seção transversal resultam em maiores valores de resistência mecânica em comparação a uniões onde a falha ocorre por arrancamento da chapa no fixador [48].

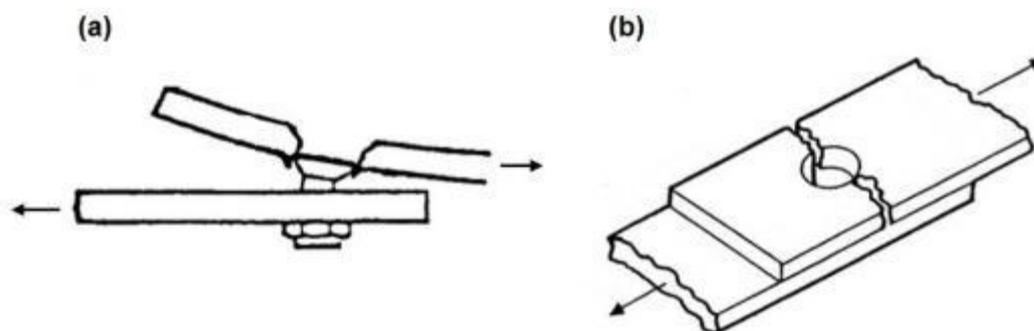


Figura 6.23 Modos de fratura de juntas fixadas mecanicamente (rebites e parafusos) ilustrados para junta com dupla sobreposição. (a) Arrancamento através da cabeça do fixador; (b) Falha por tensão na seção transversal [32].

Relacionando as variáveis geométricas avaliadas nas configurações das juntas soldadas com os resultados dos ensaios quase-estáticos apresentados na Tabela 6.11, foram construídos gráficos onde é mostrada a influência individual das variáveis  $L_b$ ,  $L_s$  e  $N_s$  na resistência estática das juntas, conforme mostram as Figura 6.24, Figura 6.25 e Figura 6.26, respectivamente. Nestes gráficos, além da resistência mecânica das juntas, estão indicados os modos de fratura apresentados pelas mesmas onde as linhas unindo os pontos indicam a permanência do mesmo modo de fratura em função da variável em questão.

Como pode ser observado no gráfico da Figura 6.24, a variável  $L_b$  para os valores avaliados no estudo, isto é,  $1,5D$  e  $2D$ , não apresentou influência significativa na resistência ao cisalhamento da junta, sendo este comportamento observado tanto no uso de duas ( $N_s=2$ ) quanto de três ( $N_s=3$ ) linhas de solda. Desta forma, do ponto de vista da resistência estática da junta, pode-se concluir que a utilização de uma menor distância à borda ( $L_b=1,5D$ ) apresenta vantagens no que diz respeito à redução de peso da estrutura e também a redução de custos com material, uma vez que implica na redução do material utilizado na produção das juntas sem comprometer a resistência mecânica das mesmas.

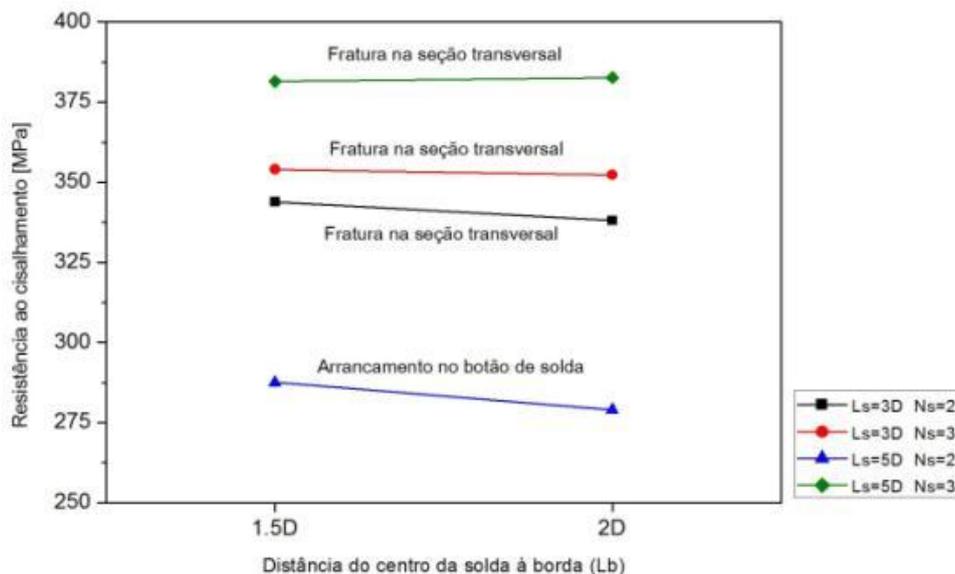


Figura 6.24 Influência da distância do centro da solda à borda ( $L_b$ ) na resistência estática das juntas para as diferentes configurações avaliadas.

No gráfico da Figura 6.25 está mostrada a influência da variável  $L_s$  na resistência estática da junta. Observa-se que, quando utilizadas duas linhas de soldas ( $N_s=2$ ), o aumento da distância entre linhas de solda de 3D para 5D provocou a redução na resistência ao cisalhamento da junta. Já para o caso do uso de três linhas de soldas ( $N_s=3$ ), uma maior distância entre as linhas ( $L_s=5D$ ) resultou em juntas de maior resistência estática. Neste sentido, considerando a resistência estática das juntas, conclui-se que o uso de  $L_s=5D$  implica na necessidade do emprego da terceira linha de solda levando, assim, à mudança no modo de falha por arrancamento no botão de solda para fratura na seção transversal, resultando consequentemente no aumento da resistência da junta. Porém, quando utilizado  $L_s=3D$  o uso da terceira linha de solda torna-se desnecessária quando considerado somente a resistência estática da junta, uma vez que o ganho em resistência resultante foi pouco significativo, o que implicaria no aumento do custo com material e com etapas de produção sem uma melhoria significativa no desempenho mecânico das juntas.

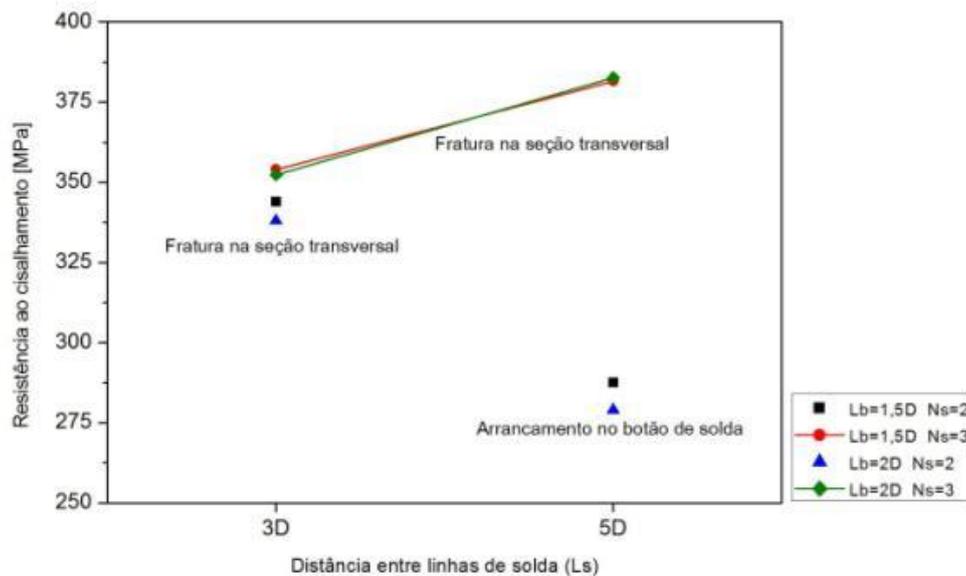


Figura 6.25 Influência da distância entre linhas de solda ( $L_s$ ) na resistência estática das juntas para as diferentes configurações avaliadas.

Por fim, conforme mostra o gráfico da Figura 6.26, quando observada a influência do número de linhas de soldas na resistência estática das juntas, observa-se que o uso da terceira linha de soldas ( $N_s=3$ ) resultou nas juntas com maiores resistência ao cisalhamento. Neste sentido, a combinação das variáveis  $L_s=5D$  e  $N_s=3$ , independente do valor de  $L_b$ , levou às configurações de junta de maior resistência entre as demais configurações avaliadas. Contudo, o efeito do aumento da resistência através do uso da terceira linha de solda no caso de  $L_s=3D$  foi pouco significativo mostrando novamente, conforme descrito anteriormente, que o uso da terceira linha de solda torna-se desprezível quando considerado o desempenho estático da junta.

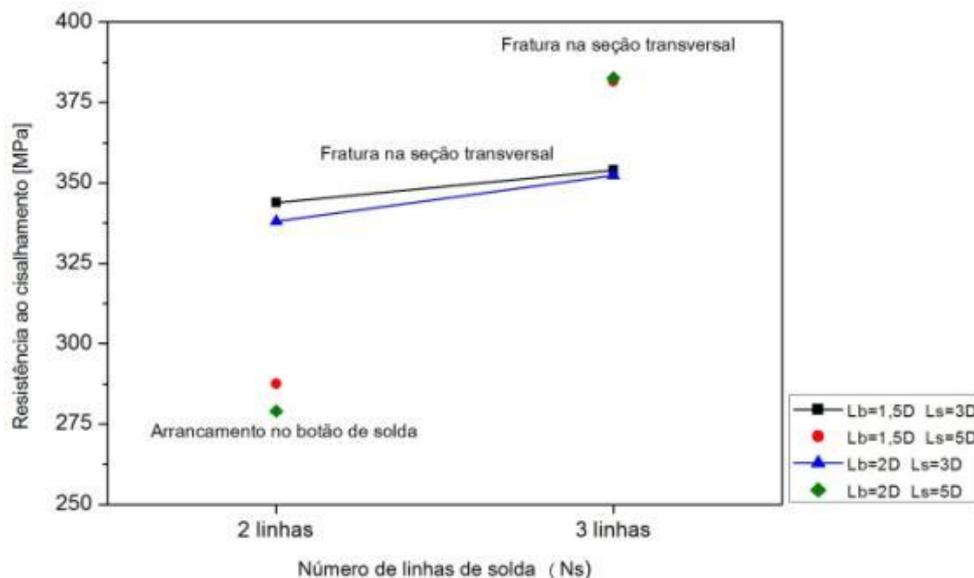


Figura 6.26 Influência do número de linhas de solda (Ls) na resistência estática das juntas para as diferentes configurações avaliadas.

Niu, 1992 [31] e Hart-Smith, 1991 [48] apresentam gráficos da eficiência estrutural de juntas fixadas mecanicamente em função da razão entre o diâmetro do fixador ( $d$ ) e a largura da junta ( $l$ ), onde a eficiência estrutural representa o desempenho mecânico da junta em relação ao material de base, conforme mostra a Figura 6.27. Além de informações acerca da resistência mecânica das juntas, este gráfico fornece informações a respeito do modo de falha resultante para determinada razão de  $d/l$ . Este tipo de análise é normalmente utilizado no ramo aeronáutico para o projeto de juntas fixadas mecanicamente. Os gráficos apresentados pelos autores ilustram os métodos de análise considerados (análise plástica ou elástica) dependendo do tipo de estrutura em questão. Neste sentido, a avaliação de estruturas metálicas pela análise plástica, como é mostrado para metais dúcteis, tem sido o método tradicional usado no caso de estruturas aeronáuticas [48]. Como pode ser observado no gráfico da Figura 6.27, para menores razões de  $d/l$ , a região crescente das curvas delimita a região onde é esperada a incidência da falha da chapa devido à força de contato com o fixador (*bearing failure*). Já para maiores razões de  $d/l$ , a região decrescente das curvas está indicando a região onde se espera a incidência da falha na seção transversal da chapa (*tension failure*).

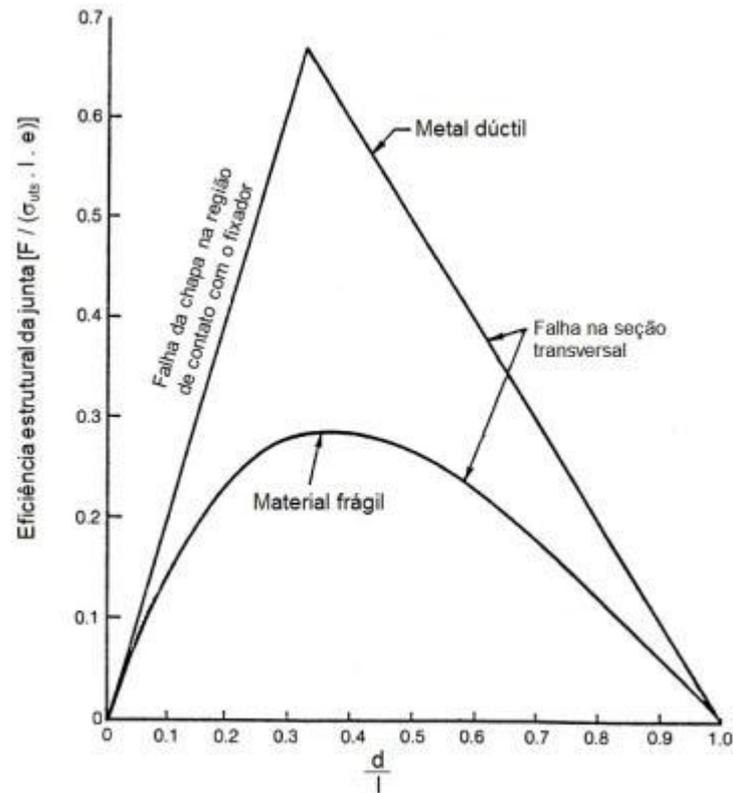


Figura 6.27 Gráfico esquemático da eficiência estrutural de juntas fixadas mecanicamente em função da razão entre diâmetro do fixador ( $d$ ) e largura da chapa ( $l$ ) [48].

De forma similar aos gráficos esquemáticos ilustrados por Niu, 1992 [31] e Hart-Smith, 1991 [48] e utilizando os resultados experimentais obtidos nos ensaios quase-estáticos, foi construído um gráfico onde é feita a análise da eficiência estrutural das juntas soldadas em função da razão entre o diâmetro da solda ( $D$ ) e a largura da junta ( $l$ ) para as configurações avaliadas no presente estudo, conforme mostra a Figura 6.28. Neste gráfico, a eficiência estrutural da junta, denominada de  $E_f$ , representa o desempenho mecânico da junta em relação ao desempenho mecânico do material base e é definida por:

$$E_f = \frac{F_{\text{máx}}}{\sigma_{\text{uts}} \cdot l \cdot e} = \frac{\sigma_{\text{máx}} \cdot A}{\sigma_{\text{uts}} \cdot l \cdot e} \quad \text{Equação 6.2[48]}$$

Onde,

$\sigma_{\text{máx}}$  = resistência mecânica da junta (força máxima suportada)

$\sigma_{\text{uts}}$  = resistência à tração do material

l = largura da junta

e = espessura da chapa

A = área nominal da junta

Uma vez que nos ensaios quase-estáticos os valores de tensão nominal foram calculados considerando a seção transversal da chapa e que o valor de resistência máxima à tração do material estudado é em torno de 480MPa (obtido em ensaios de tração), tem-se que para as configurações de juntas soldadas avaliadas no estudo a eficiência estrutural é definida por:

$$E_f = \frac{\sigma_{\text{máx}} \cdot A}{\sigma_{\text{uts}} \cdot l \cdot e} = \frac{\sigma_{\text{máx}} \cdot l \cdot e}{\sigma_{\text{uts}} \cdot l \cdot e} = \frac{\sigma_{\text{máx}}}{\sigma_{\text{uts}}} \quad \text{Equação 6.3}$$

Assim, os valores de  $E_f$  plotados no gráfico da Figura 6.28 são apresentados na Tabela 6.12.

Tabela 6.12 Valores da eficiência estrutural ( $E_f$ ) para as configurações de juntas avaliadas nos ensaios quase-estáticos em função da razão entre diâmetro da solda e largura do componente.

| Configuração do corpo de prova | Ns (nº de linhas de solda) | $\frac{D}{l}$ | Ef   |     |
|--------------------------------|----------------------------|---------------|------|-----|
| ATC 1.5D - 3D - 2              | 2                          | 0,33          | 0,72 | 72% |
| ATC 1.5D - 5D - 2              |                            | 0,2           | 0,60 | 60% |
| ATC 2D - 3D - 2                |                            | 0,33          | 0,70 | 70% |
| ATC 2D - 5D - 2                |                            | 0,2           | 0,58 | 58% |
| ATC 1.5D - 3D - 3              | 3                          | 0,33          | 0,74 | 74% |
| ATC 1.5D - 5D - 3              |                            | 0,2           | 0,79 | 79% |
| ATC 2D - 3D - 3                |                            | 0,33          | 0,73 | 73% |
| ATC 2D - 5D - 3                |                            | 0,2           | 0,80 | 80% |

Na construção deste gráfico são analisados critérios de falha para o material baseado nos resultados experimentais observados nos ensaios quase-estáticos. Assim, analisando-se o comportamento do material em termos da falha por tensão na seção transversal (Figura 6.23(b)), considera-se o componente como uma chapa com furo passante. Tem-se assim, para o caso da falha por tensão na seção transversal:

$$E_f = \frac{\sigma_{\text{máx}} \cdot A}{\sigma_{\text{uts}} \cdot l \cdot e} = \frac{\sigma_{\text{máx}} \cdot (l - D) \cdot e}{\sigma_{\text{uts}} \cdot l \cdot e} = \frac{\sigma_{\text{máx}}}{\sigma_{\text{uts}}} \left(1 - \frac{D}{l}\right) \quad \text{Equação 6.4}$$

Desta forma, através da equação 6.4 obtém-se a reta representativa da falha na seção transversal do gráfico da Figura 6.28 formada pelo ponto (0, 1) quando  $D/l=0$ , significando que na inexistência do furo o material tem a capacidade de suportar o carregamento máximo, e pelo ponto (1, 0) quando  $D/l=1$ , para o caso em que o furo apresenta diâmetro de mesma dimensão da largura da chapa, de maneira que nenhum carregamento pode ser suportado. Similarmente, obtém-se a reta para a falha na seção transversal considerando uma condição de completo preenchimento do furo pelo metal da solda. Neste caso, considera-se uma condição ideal de perfeita união entre o metal da chapa e a solda de modo que a falha da chapa ocorre ao longo da seção da solda. Supondo-se, por exemplo, que o metal da solda tenha suas propriedades mecânicas reduzidas 50% em comparação com o material de base devido à recristalização dessa região, a reta representativa da falha na seção transversal ao longo da solda (preenchimento do furo pela solda) é formada pelos pontos (0, 1) quando  $D/l=0$ , e (1, 0,5) quando  $D/l=1$ . Contudo, essa estimativa tem por finalidade meramente ilustrar as considerações utilizadas na análise do gráfico de eficiência estrutural, de maneira que se tornam necessários testes adicionais para a determinação das propriedades mecânicas reais do metal de solda.

Analisando-se o comportamento do material em termos da fratura por arrancamento no botão de solda (Figura 6.23(a)), baseado na observação experimental deste modo de fratura, considera-se que a falha ocorre devido a tensão atuante na superfície do perímetro da solda (ver Figura 6.21). Uma vez que as soldas estão submetidas à uma tensão de cisalhamento durante o carregamento nos ensaios quase-estáticos, a tensão

máxima possível suportada pelas soldas é determinada pela resistência ao cisalhamento do material da solda ( $\tau_{uts}$ ), de maneira que, para um determinado número de soldas, temos:

$$E_f = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} \cdot A}{\sigma_{uts} \cdot l \cdot e} = \frac{\tau_{uts} \cdot \pi \cdot D \cdot e \cdot N \cdot \alpha}{\sigma_{uts} \cdot l \cdot e} = \frac{\tau_{uts}}{\sigma_{uts}} \cdot \pi \cdot N \cdot \alpha \cdot \frac{D}{l} \quad \text{Equação 6.5}$$

Onde,

$N$  = número de soldas;

$\alpha$  = coeficiente empírico da solda;

$\tau_{uts}$  = resistência ao cisalhamento do material.

Neste caso, o fator  $\alpha$  que representa um coeficiente empírico foi incluído de modo a expressar um efeito deletério nas propriedades mecânicas do material em função da existência da solda. No gráfico apresentado na Figura 6.28, o coeficiente  $\alpha$  representa um ajuste linear das retas referentes à falha por arrancamento no botão de solda em relação à condição ideal. O valor do coeficiente  $\alpha$  foi estimado de maneira a satisfazer o critério de fratura observado experimentalmente para as condições que apresentaram falha por arrancamento no botão de solda (ATC 1,5D-5D-2 e ATC 2D-5D-2), onde a fratura ocorreu predominantemente através da tensão atuante na superfície do perímetro da solda. Assim, considerando que as soldas estão submetidas à uma tensão cisalhante e que a falha da solda por cisalhamento ocorre quando a resistência ao cisalhamento do material ( $\tau_{uts}$ ) acrescido do coeficiente  $\alpha$  é atingida, o seguinte critério deve ser satisfeito para que ocorra falha por arrancamento no botão de solda (arrancamento através do perímetro da solda):

$$\frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\tau_{uts} \cdot \alpha} = \frac{F_{m\acute{a}x}}{\pi \cdot D \cdot e \cdot N} \geq 1 \quad \text{Equação 6.6}$$

Na ausência de dados de ensaios de torção para o material estudado, o valor de  $\tau_{uts}$  foi determinado como 255MPa com base em dados da literatura para a liga de alumínio 2090-T83, material este semelhante ao material de estudo, ficando em torno de 50% do

valor da resistência à tração [40]. Desta forma, o valor do coeficiente empírico da solda (coeficiente  $\alpha$ ) foi ajustado de modo a satisfazer o critério de falha definido na equação 6.6 conforme mostra a Tabela 6.13, sendo o valor do coeficiente  $\alpha$  estimado em 0,87.

Tabela 6.13 Estimativa do coeficiente empírico da solda (coeficiente  $\alpha$ ).

| Configuração do corpo de prova | Coeficiente empírico da solda ( $\alpha$ ) | F máx   |      | Modo de falha                  |
|--------------------------------|--|---|------|--------------------------------|
|                                |  | $\frac{\pi \cdot D \cdot e \cdot N}{\tau_{uts} \cdot \alpha}$ |      |                                |
| ATC 1.5D - 3D - 2              | 0,87                                       | 0,74  | 74%  | Falha na seção transversal     |
| ATC 1.5D - 5D - 2              |  | 1,03  | 103% | Arrancamento no botão de solda |
| ATC 2D - 3D - 2                |  | 0,73  | 73%  | Falha na seção transversal     |
| ATC 2D - 5D - 2                |  | 1,00  | 100% | Arrancamento no botão de solda |
| ATC 1.5D - 3D - 3              |  | 0,51  | 51%  | Falha na seção transversal     |
| ATC 1.5D - 5D - 3              |  | 0,91  | 91%  | Falha na seção transversal     |
| ATC 2D - 3D - 3                |  | 0,51  | 51%  | Falha na seção transversal     |
| ATC 2D - 5D - 3                |  | 0,92  | 92%  | Falha na seção transversal     |

Desta forma, uma vez estimado o valor do coeficiente  $\alpha$ , através da Equação 6.5 obtém-se as retas mostradas no gráfico da Figura 6.28 que correspondem à falha por arrancamento no botão de solda para duas e três linhas de soldas. No caso de duas linhas de soldas, tem-se a reta com origem no ponto (0, 0) quando  $D/l=0$ , e passando pelo ponto (1, 2,75) quando  $D/l=1$ . Já para o caso de três linhas de soldas, a reta também tem origem no ponto (0, 0), passando pelo ponto (1, 4,13) quando  $D/l=1$ .

Por fim, utilizando as considerações aqui mencionadas, a Figura 6.28 apresenta o gráfico estimado da eficiência estrutural das juntas soldadas por FSpW para as chapas de 1,6mm a partir dos resultados dos ensaios quase-estáticos. No gráfico são mostradas também imagens exemplificando o modo de falha observado nos resultados experimentais para as específicas configurações de juntas. Assim, a partir das regiões delimitadas pelas retas levantadas no gráfico de eficiência estrutural (Figura 6.28) pode-se obter uma

estimativa do comportamento de diferentes configurações de juntas em função da razão D/l em termos de resistência estática e modo de falha esperado. Além disso, as seguintes informações podem ser extraídas do gráfico em questão:

- De maneira a satisfazer as condições observadas nos resultados experimentais obtidos para as configurações que apresentaram falha por arrancamento no botão de solda, foi determinado um coeficiente empírico ( $\alpha$ ) para a solda de 0,87. Este coeficiente representa um efeito deletério nas propriedades mecânicas do material devido à presença de uma solda (Tabela 6.13);
- No caso das configurações que apresentaram falha por tensão na seção transversal, quando comparadas com a condição teórica ideal de união perfeita entre metal da chapa e metal da solda (representada pela reta de preenchimento completo pela solda) verifica-se que estas juntas não apresentam eficiência estrutural otimizada. Neste caso, os resultados experimentais foram bastante aproximados ao comportamento estimado para a chapa com o furo passante (reta representativa da falha na seção transversal). Neste caso, a partir do gráfico da Figura 6.28, pode-se considerar que a eficiência estrutural dessas juntas estariam apresentando valores na faixa de 20 à 25% inferiores à condição teórica otimizada.

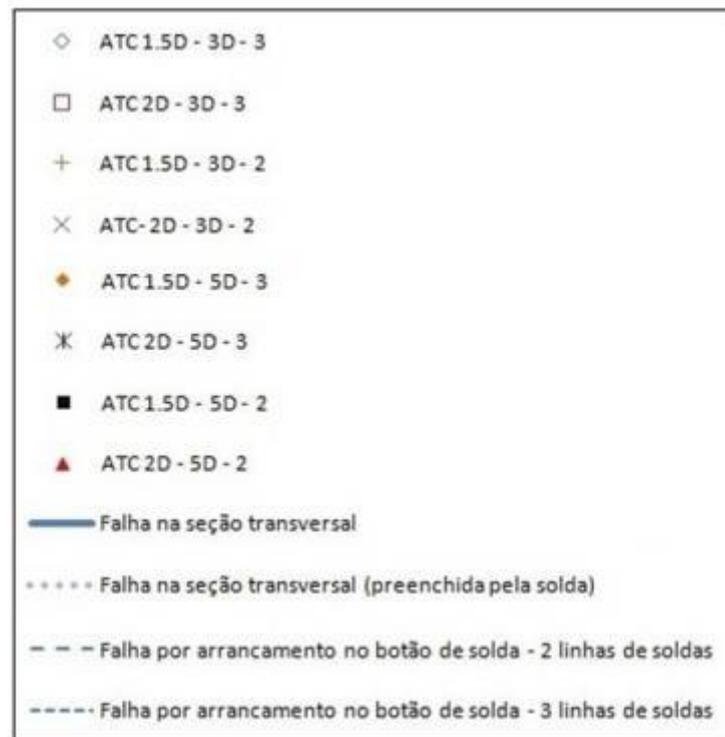
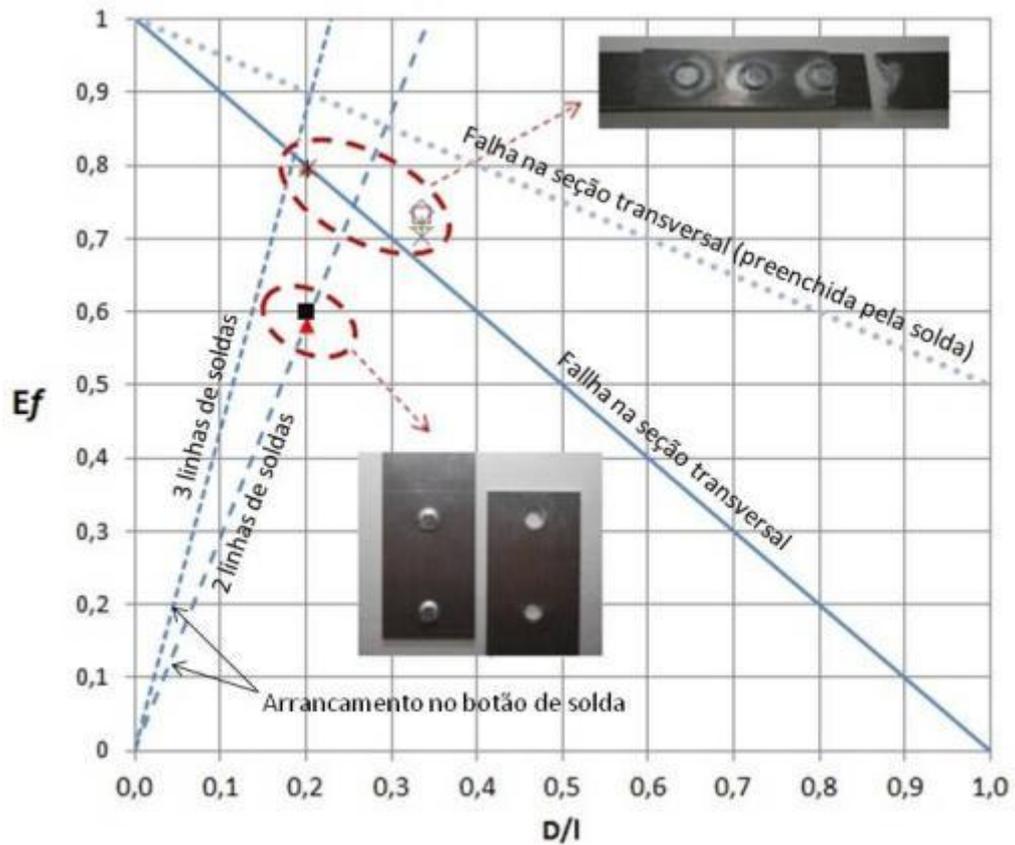


Figura 6.28 Gráfico da eficiência estrutural ( $E_f$ ) das juntas soldadas avaliadas nos ensaios quase-estáticos em função da razão do diâmetro da solda ( $D$ ) e a largura da junta ( $l$ ). As imagens contidas no gráfico ilustram o modo de fratura observado experimentalmente nos ensaios.

Porém, é importante ressaltar que o levantamento deste gráfico de eficiência estrutural para o processo FSpW foi realizado para uma combinação de parâmetros de soldagem específica, sendo que a interpretação do mesmo limita-se às soldas produzidas utilizando os tais parâmetros em questão. A utilização de outros parâmetros de soldagem na produção das juntas pode levar a um comportamento diferente do apresentado pelo gráfico. Assim, embora um maior número de resultados experimentais seja necessário para refinar os dados mostrados no gráfico, a análise do gráfico da Figura 6.28 pode servir como uma base inicial para a extração de algumas informações importantes para o projeto das juntas soldadas por FSpW.

### 6.2.2 Avaliação de deformações por análise de imagens

Durante os ensaios quase-estáticos, foi realizado um monitoramento das deformações desenvolvidas nas juntas soldadas através do método de análise de imagens ARAMIS. A Figura 6.29 mostra a imagem de um dos corpos de prova através do sistema de câmeras da técnica ARAMIS pronto para a realização do ensaio. Os resultados das análises de deformações são apresentados em termos das deformações principais desenvolvidas nas juntas soldadas durante os ensaios quase-estáticos. Esta análise teve como finalidade permitir a visualização da distribuição das deformações desenvolvidas, assim como a quantificação dessas deformações. Conseqüentemente, através dessa análise, foi possível avaliar as solicitações atuantes nas juntas em função das diferentes configurações geométricas.

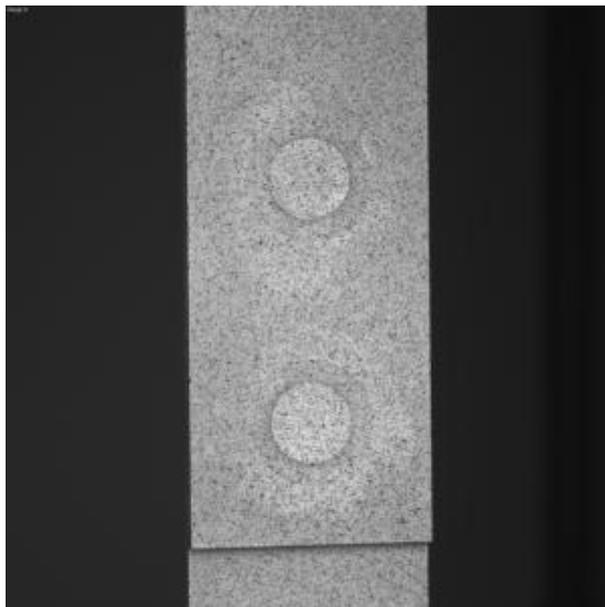


Figura 6.29 Imagem do corpo de prova ATC 1,5D-3D-2 mostrando a preparação superficial realizada para a análise das deformações durante os ensaios quase-estáticos.

A Figura 6.30 mostra o resultado da análise das deformações principais desenvolvidas nas juntas para as configurações ATC 1,5D-3D-2 ( $D/l=0,33$ ) e ATC 1,5D-5D-2 ( $D/l=0,20$ ) instantes antes da falha durante os ensaios quase-estáticos. Neste sentido, a Figura 6.30 possibilita uma comparação do comportamento da distribuição das deformações em função da geometria das juntas em questão. As imagens mostram as superfícies das chapas superior e inferior, representadas pelas vistas frontal (VF) e posterior (VP) da junta. Além disso, são mostrados os perfis de deformação ao longo da seção longitudinal da região central da junta para o instante mostrado pelas imagens. Primeiramente, considerando que a deformação resultante é proporcional ao nível de carregamento imposto, como característica comum observada em ambas as configurações, a região de maior carregamento desenvolve-se na chapa superior da junta localizada acima da linha de soldas superior na direção do carregamento da chapa. Conseqüentemente, conforme observado experimentalmente, o processo de falha das juntas inicia-se nesta região de maior carregamento durante os ensaios quase-estáticos. Já, no caso da chapa inferior da junta, a região de maior carregamento é desenvolvida abaixo da linha de soldas inferior na direção do carregamento da chapa. Neste caso, o nível de carregamento no ponto de maior sollicitação apresenta-se bastante inferior na chapa inferior quando

comparado com o nível de carregamento na chapa superior. Desta forma, observa-se que a distribuição do carregamento entre as linhas de soldas da junta não ocorre de forma homogênea, de maneira que a linha superior de soldas apresenta-se sob maior solicitação mecânica.

Analisando as configurações individualmente, conforme mostra a Figura 6.30, no caso da configuração ATC 1,5D-3D-2 ( $D/l=0,33$ ) observa-se que as maiores deformações concentram-se na região acima da linha de solda superior, sendo parte da deformação desenvolvida ao longo da largura da chapa superior. Assim, como característica observada para esta configuração de junta, a seção transversal da chapa superior é submetida a um maior nível de carregamento resultando assim no modo de falha por tensão na seção transversal. Já no caso da configuração ATC 1,5D-5D-2 ( $D/l=0,2$ ) as maiores deformações são desenvolvidas basicamente no perímetro das soldas, principalmente na linha de solda superior. Conseqüentemente, uma vez que o maior carregamento concentra-se na região do perímetro das soldas, a falha da junta ocorre por arrancamento no botão de solda conforme observado nos resultados experimentais. Neste sentido, as características na distribuição das deformações principais desenvolvidas e, conseqüentemente, da concentração dos maiores níveis de carregamento para as configurações avaliadas revelam a relação existente entre a razão  $D/l$  e o modo de falha resultante, conforme representado no gráfico da Figura 6.28. Além disso, para a configuração ATC 1,5D-5D-2, os perfis de deformação mostrados na Figura 6.30 indicam a existência da redução no nível do carregamento individual à qual é submetida a linha de solda de maior solicitação visto que a segunda linha de soldas passa a suportar maior parte do carregamento. Portanto, neste caso, o carregamento aplicado à junta é mais bem distribuído entre as linhas de solda, resultando assim em uma distribuição mais homogênea dos níveis de carregamento individuais as quais são submetidas as linhas de soldas, enquanto que para a configuração ATC1,5D-3D-2 o carregamento mostra-se concentrado basicamente em apenas uma das linhas de soldas.

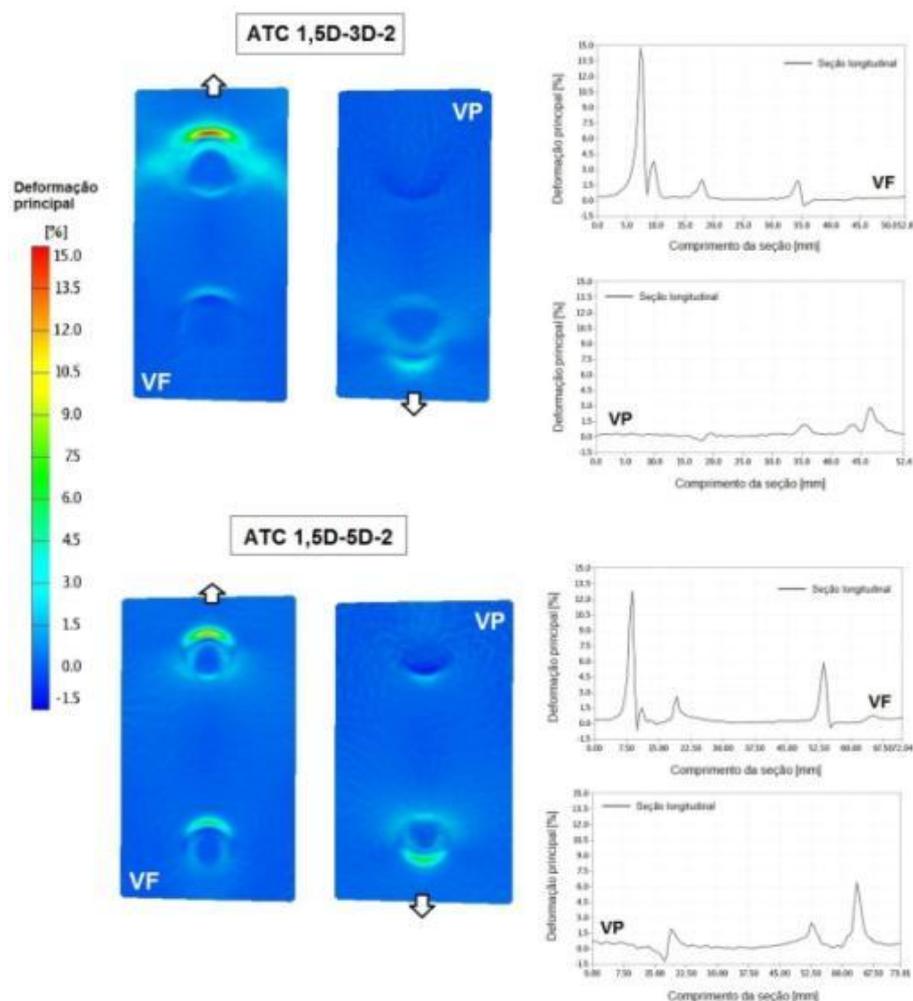


Figura 6.30 Resultado da análise das deformações principais desenvolvidas nas juntas instantes antes da fratura para as juntas ATC1,5D-3D-2 ( $D/l=0,33$ ) e ATC 1,5D-5D-2 ( $D/l=0,2$ ) mostrado o comportamento das deformações em função da razão  $D/l$ .

Já a Figura 6.31 mostra o gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior carregamento nas chapas superior e inferior em função da tensão nominal aplicada até a falha das mesmas. O ponto de deformação máxima que foi monitorado é indicado pelo maior pico observado no perfil de deformação das respectivas chapas superior e inferior. Assim, conforme observado no gráfico, para a configuração ATC 1,5D-5D-2, o aumento do carregamento nas regiões de maior solicitação devido ao aumento do pico de deformação ocorre com taxa mais elevada em ambas as chapas quando comparada à configuração ATC 1,5D-3D-2. Desta forma, embora o nível do carregamento máximo atingido no momento da falha da junta seja menor para a configuração ATC 1,5D-5D-2

(Figura 6.30), evidencia-se um aumento mais acelerado do carregamento nas regiões de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada à junta, o que provocaria a iniciação do processo de falha desenvolvido nestas regiões com menores níveis de tensão. Conseqüentemente, acredita-se que este comportamento observado reflete na menor eficiência estrutural apresentada pela configuração ATC 1,5D-5D-2 em comparação com a configuração ATC 1,5D-3D-2 (Figura 6.28).

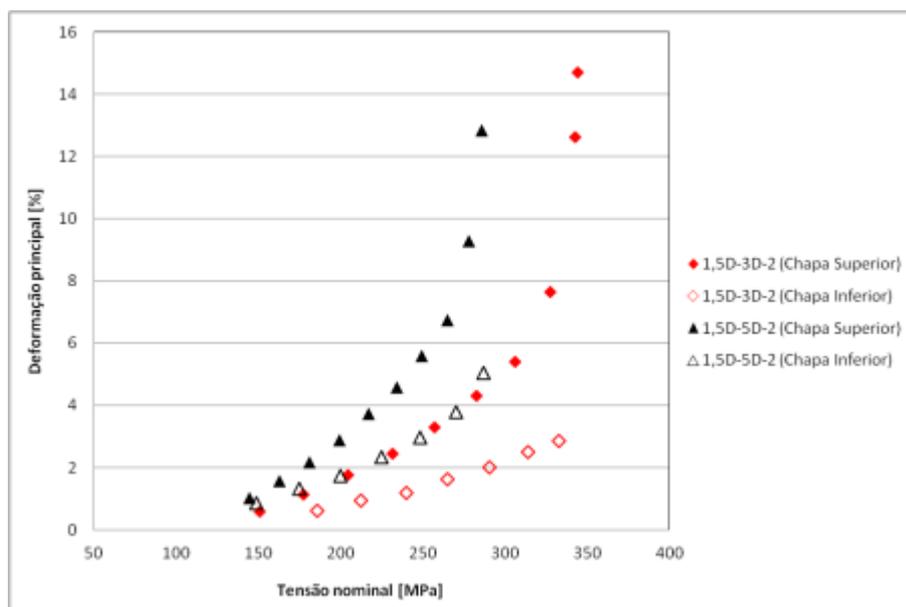


Figura 6.31 Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 1,5D-5D-2.

Tratando-se do comportamento da distribuição de deformações em função da distância do centro das soldas à borda ( $L_b$ ), os resultados da análise das deformações principais para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 2D-3D-2, representando neste caso  $D/l=0,33$  e  $L_s=3D$ , é mostrada na Figura 6.32. Conforme observado nas imagens e nos perfis de deformação, a variação do valor  $L_b$  de 1,5D para 2D não apresenta efeito significativo na distribuição e na magnitude das deformações principais desenvolvidas durante o carregamento das juntas. Portanto, conclui-se que para os valores de  $L_b$  avaliados não houve mudança significativa no nível de carregamento nas regiões de maior sollicitação, assim como a localização destas regiões. Por essa razão, a resistência estática

e, conseqüentemente, a eficiência estrutural das juntas mantiveram-se basicamente as mesmas para ambas as configurações, permanecendo inalterado o modo de falha por tensão na seção transversal.

O gráfico da Figura 6.33 mostra a evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação das chapas superior e inferior em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 2D-3D-2. Comparando o comportamento da evolução das deformações, a tendência das curvas mostra que as taxas de aumento do carregamento nas regiões de maior sollicitação como consequência do aumento do pico de deformação mostram-se bastante semelhantes em função do aumento da tensão nominal. Além disso, os níveis de deformação (ou, analogamente, de carregamento) desenvolvidos nas regiões monitoradas apresentam valores muito similares.

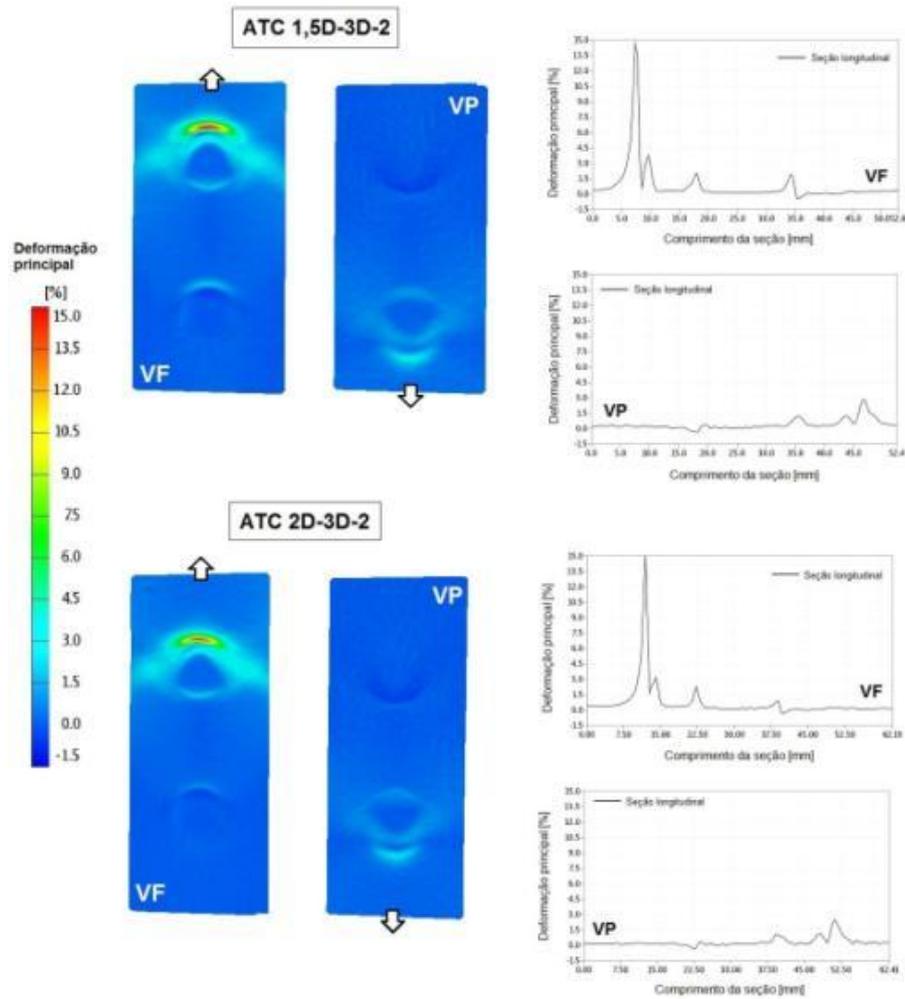


Figura 6.32 Resultado da análise das deformações principais instantes antes da fratura das juntas mostrando o comportamento da distribuição de deformações em função da distância do centro da solda à borda ( $L_b$ ) para as configurações apresentando  $L_s=3D$  e  $N_s=2$  ( $D/l=0,3$ ).

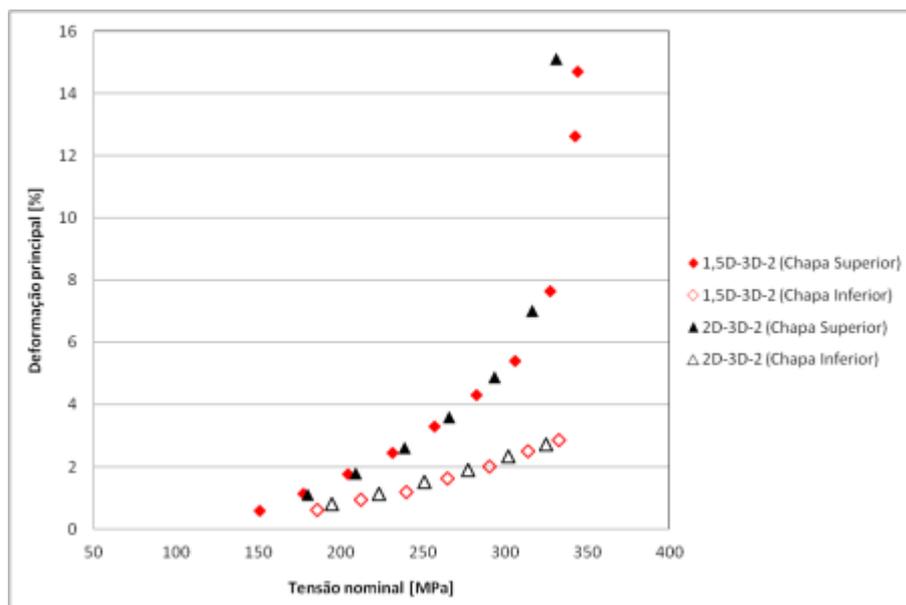


Figura 6.33 Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 2D-3D-2.

Da mesma forma, comparando o resultado das deformações para as configurações ATC 1,5D-5D-2 e ATC 2D-5D-2, ou seja, apresentando  $D/l=0,20$  e distância  $L_s=5D$  conforme mostra a Figura 6.34, a característica da distribuição e do nível de carregamento nas regiões de maior sollicitação em função da variação de  $L_b$  manteve-se a mesma. Para estas configurações, novamente apenas pequenas alterações na magnitude das deformações foram observadas em função da variação de  $L_b$ , mantendo-se inalterado o padrão da distribuição destas deformações. Consequentemente, a eficiência estrutural permaneceu praticamente inalterada com a variação do valor de  $L_b$  resultando no mesmo modo de falha por arrancamento no botão da solda. No gráfico da evolução da deformação principal na região de maior carregamento mostrado na Figura 6.35, comparando as configurações ATC 1,5D-5D-2 e ATC 2D-5D-2, a tendência das curvas indicam também, como no caso anterior, um aumento do carregamento nos pontos de maior sollicitação semelhante para ambas as configurações, embora os níveis de deformação/carregamento apresentem-se levemente mais elevados quando utilizado  $L_b=2D$ . Desta maneira, o comportamento observado nos gráficos refletem os resultados experimentais onde não foram observadas variações significativas na eficiência estrutural das juntas em função da variação do valor de  $L_b$ , tanto para as configurações apresentando  $L_s=3D$  ( $D/l=0,33$ ) (Figura 6.32) como para as configuração com  $L_s=5D$  ( $D/l=0,20$ ) (Figura 6.34).

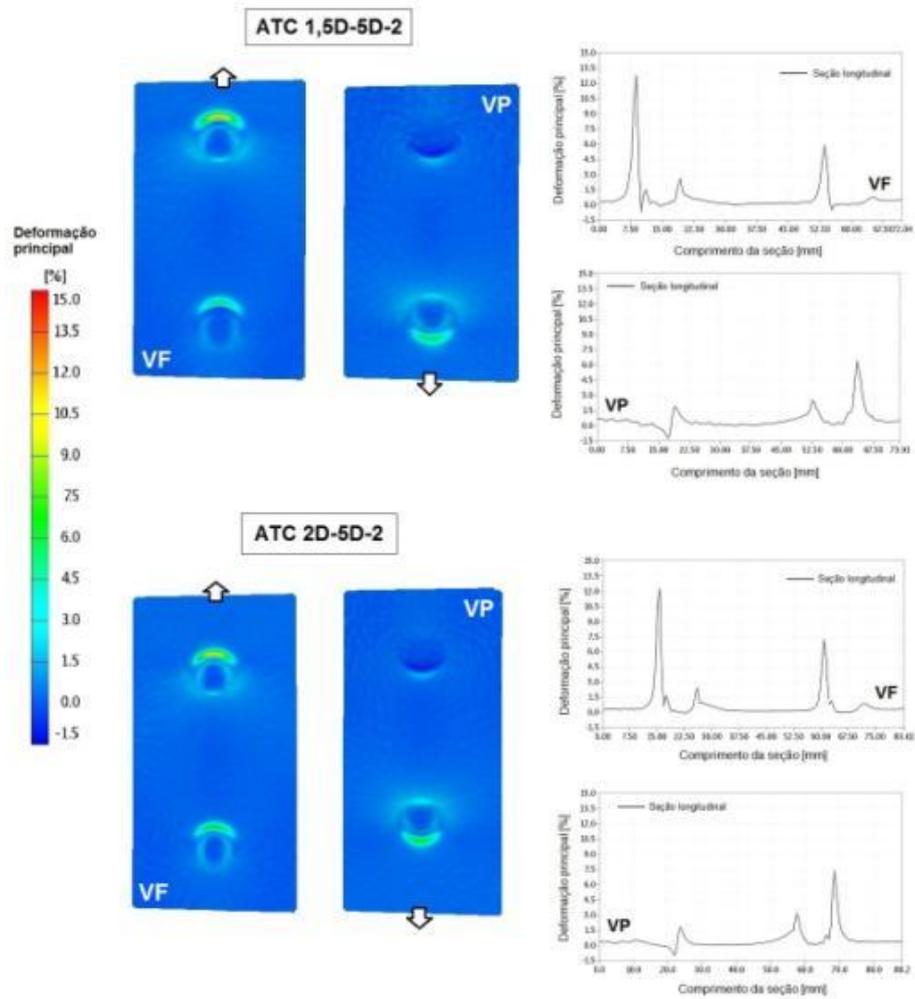


Figura 6.34 Resultado da análise das deformações principais instantes antes da fratura das juntas mostrando o comportamento da distribuição de deformações em função da distância do centro da solda à borda ( $L_b$ ) para as configurações apresentando  $L_s=5D$  e  $N_s=2$  ( $D/l=0,2$ ).

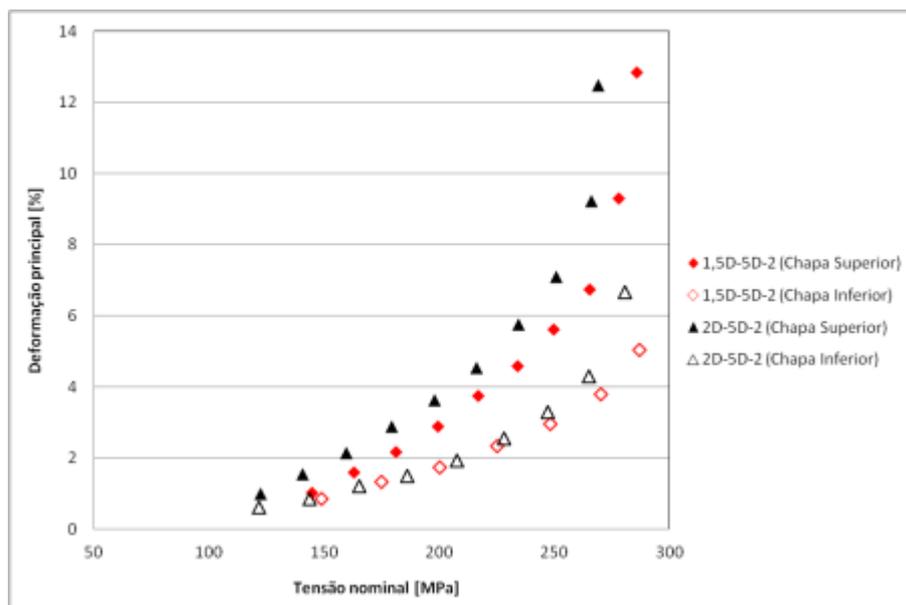


Figura 6.35 Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior solicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-5D-2 e ATC 2D-5D-2.

A Figura 6.36 mostra o resultado da análise das deformações principais com o uso da terceira linha de soldas para as configurações apresentando  $L_s=3D$  ( $D/l=0,33$ ) e através da avaliação das configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 1,5D-3D-3. Observa-se nas imagens que o uso da terceira linha de soldas ( $N_s=3$ ) mantém basicamente a mesma característica na distribuição das deformações principais instantes antes da falha das juntas. Consequentemente, as regiões de maior carregamento permanecem inalteradas com o uso da terceira linha de soldas, levando assim ao mesmo modo de falha por tensão na seção transversal. Contudo, pode ser observado que utilizando a terceira linha de soldas ocorre um aumento da solicitação mecânica ao longo da seção da chapa superior na região de maior carregamento. Uma vez que a terceira linha de soldas levou a um aumento na resistência estática da junta, embora este aumento tenha sido pouco significativo, no momento da falha da junta esta se encontra submetida a uma maior tensão nominal e, conseqüentemente, a região de maior solicitação sob um maior carregamento. Analisando os picos mostrados nos perfis de deformação evidencia-se que redução no nível de solicitação individual nas linhas de solda de acordo como era esperado, uma vez que o carregamento imposto passa a ser dividido entre um maior número de soldas. Porém, a

redução no nível de carregamento nas regiões de maior solicitação foi pouco significativa de maneira que não surtiu efeito relevante na eficiência estrutural da junta.

Analisando a evolução da deformação principal mostrada no gráfico da Figura 6.37, evidencia-se o efeito do uso da terceira linha de soldas na distribuição do carregamento uma vez que, quando aplicada, reduz a taxa com que ocorre o aumento da deformação e, analogamente, do nível de carregamento nas regiões de maior solicitação em função da tensão nominal aplicada à junta. Contudo, visto que o efeito na redução da taxa de aumento do carregamento localizado na região crítica da junta foi pouco significativa, o uso da terceira linha de soldas não resultou na melhoria efetiva na eficiência estrutural das juntas nos caso das configurações com  $L_s=3D$  ( $D/l=0,33$ ).

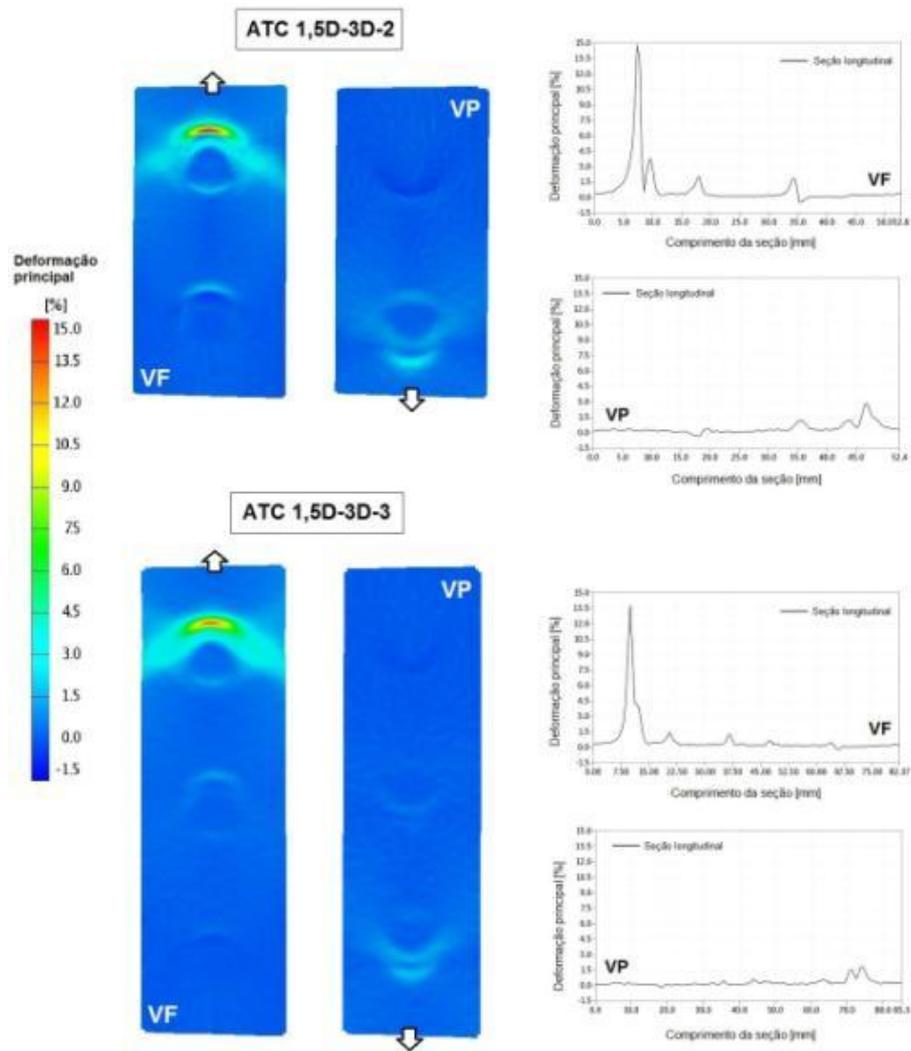


Figura 6.36 Resultado da análise das deformações principais instantâneas antes da fratura das juntas em função do número de linhas de solda ( $N_s$ ) para as configurações apresentando  $L_b=1,5D$  e  $L_s=3D$  ( $D/l=0,33$ ).

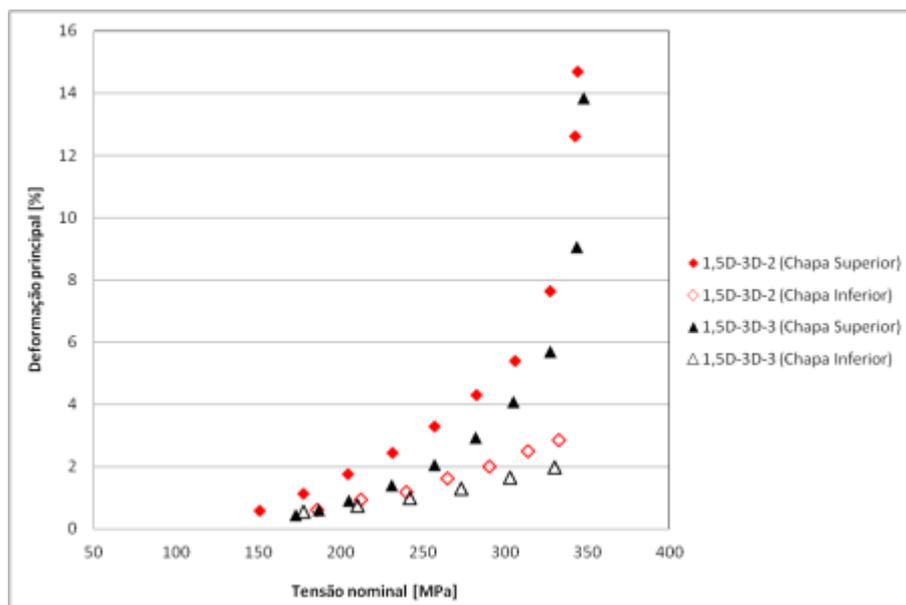


Figura 6.37 Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior sollicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 1,5D-3D-3.

Por fim, a Figura 6.38 mostra os resultados da análise das deformações principais para as configurações ATC 1,5D-5D-2 e 1,5D-5D-3 avaliando assim o comportamento da distribuição de deformações com o uso da terceira linha de soldas ( $N_s=3$ ) quando considerada a distância  $L_s=5D$  ( $D/l=0,20$ ). Conforme pode ser observado nas imagens, neste caso a característica na distribuição das regiões de maior carregamento em função das maiores deformações geradas também permaneceu inalterada com o uso da terceira linha de solda. Porém, analisando-se os picos mostrados nos perfis de deformação observa-se que o uso da terceira linha de soldas promoveu uma redução bastante significativa no nível de carregamento individual aos quais as linhas de soldas são submetidas em consequência de uma efetiva distribuição do carregamento. Desta forma, a terceira linha de soldas levou à redução dos níveis de carregamento gerados nas regiões de maior sollicitação resultando no aumento significativo da resistência estática e da eficiência estrutural da junta soldada. Neste caso, o modo de fratura passou de arrancamento no botão de solda para falha por tensão na seção transversal quando utilizada a terceira linha de solda. Neste sentido, embora os maiores carregamentos mantiveram-se concentrados na região do perímetro das soldas o que tenderia a levar à falha por arrancamento no botão de solda, a fratura ocorreu na seção transversal. Acredita-se que devido ao aumento da

resistência pelo uso da terceira linha de solda, no momento em que se inicia o processo de falha na região de maior solicitação na chapa superior, a seção remanescente da chapa passa a não suportar o nível de carregamento imposto causando a falha na seção transversal.

No gráfico da Figura 6.39, o comportamento da evolução da deformação principal nas regiões de maior solicitação das chapas superior e inferior refletem, neste caso, o efeito pronunciado na redução do carregamento individual sofrido pelas solda através da aplicação da terceira linha de soldas. Conforme pode ser observado, a taxa de aumento do carregamento nas regiões críticas em função da tensão nominal foi bastante reduzida com a terceira linha de soldas, resultando assim em picos de carregamento inferiores para a mesma tensão aplicada. Consequentemente, torna-se necessário maiores níveis de tensão aplicados à junta para que se inicie o processo de falha nestas regiões de maior carregamento melhorando, assim, a resistência e a eficiência estrutural das juntas no caso de  $L_s=5D$  ( $D/L=0,20$ ).

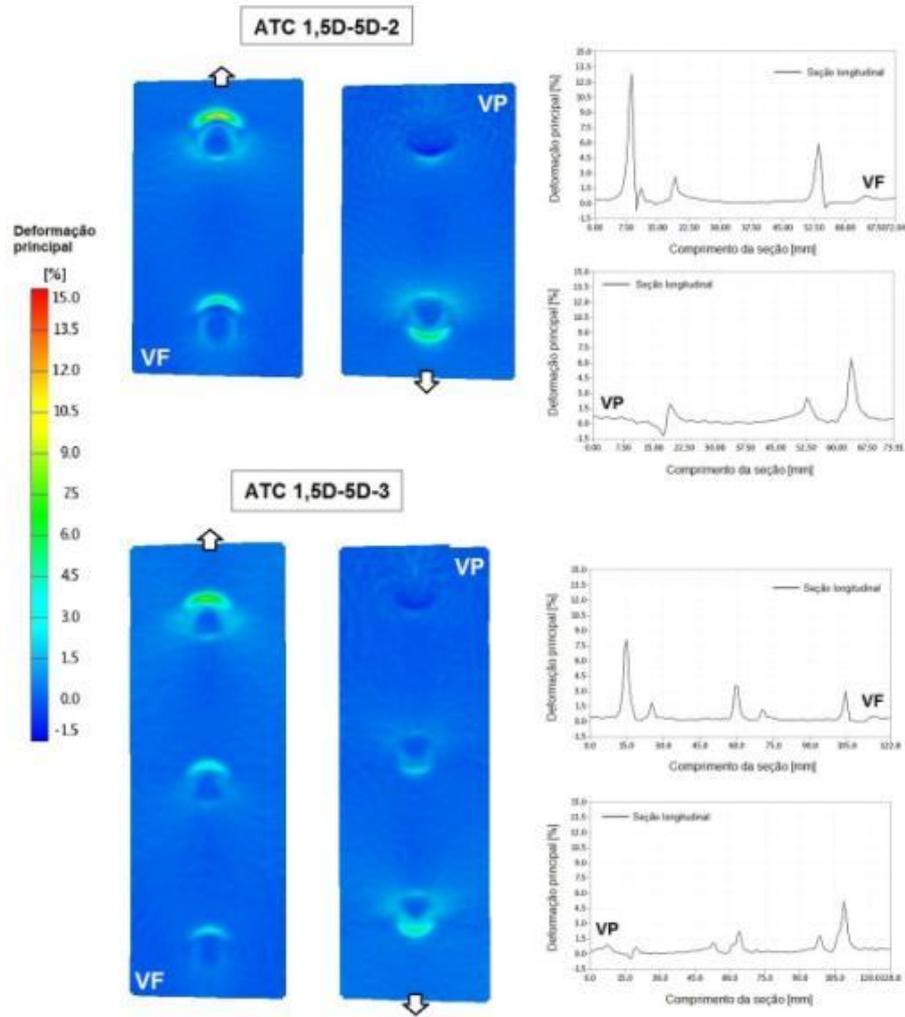


Figura 6.38 Resultado da análise das deformações principais instantes antes da fratura das juntas em função do número de linhas de solda ( $N_s$ ) para as configurações com  $L_b=1,5D$  e  $L_s=5D$  ( $D/l=0,20$ ).

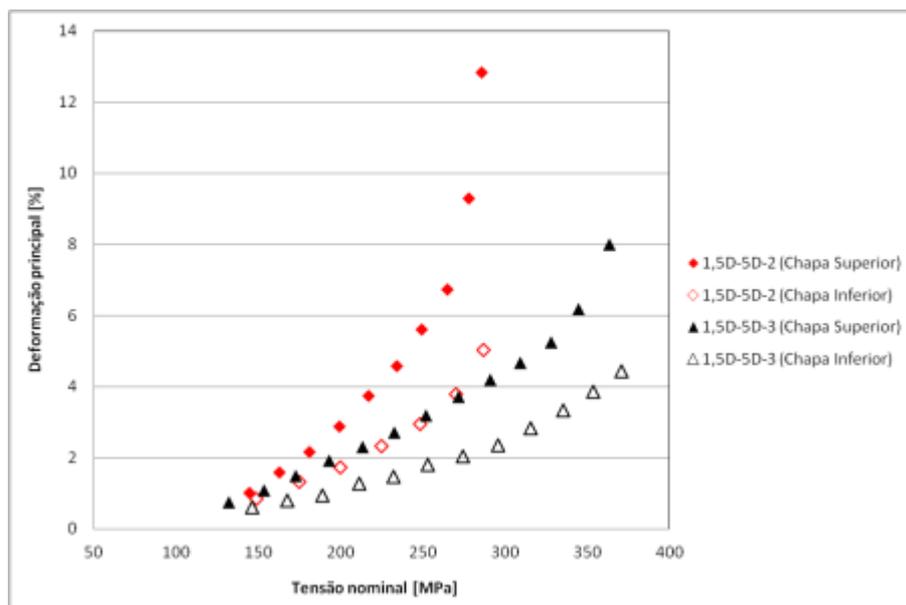


Figura 6.39 Gráfico da evolução da deformação principal máxima na região de maior solicitação em função da tensão nominal aplicada para as configurações ATC 1,5D-5D-2 e ATC 1,5D-5D-3.

### 6.3 Ensaio de fadiga

No estudo da avaliação da integridade das soldas produzidas por FSpW foram realizados ensaios de fadiga para avaliar o desempenho das juntas soldadas quando submetidas ao carregamento cíclico. Neste sentido, as mesmas configurações de corpos de prova usados nos ensaios quase-estáticos foram utilizadas para avaliação do desempenho em fadiga. A Figura 6.40 exemplifica os corpos de prova utilizados nos ensaios de fadiga, neste caso, para as configurações ATC 2D-3D-2 e ATC 2D-3D-3.



Figura 6.40 Exemplo dos corpos de prova utilizados nos ensaios de fadiga.

As Tabela 6.14 à Tabela 6.21 apresentam os resultados dos ensaios de fadiga para cada uma das configurações de corpos de prova nos diferentes níveis de carregamento testados. Foram realizados um total de cinco testes para cada uma das condições de ensaio sendo os resultados apresentados em termos do número de ciclos até a fratura e o modo de falha resultante. Nos ensaios de fadiga foram observados três diferentes modos de falha conforme mostram as Figura 6.41, Figura 6.42 e Figura 6.43, sendo estes definidos como Falha na seção transversal da chapa superior (S), Falha na seção transversal da chapa inferior (I) e Falha por arrancamento no botão de solda (A), respectivamente. No caso da falha na seção transversal da chapa inferior, este modo de falha foi observado somente nos ensaios de fadiga, enquanto que nos ensaios quase-estáticos os modos de falha resultantes detiveram-se nas falhas por arrancamento no botão de solda e na seção transversal da chapa superior. Em relação aos modos de falha na seção transversal das chapas, observa-se que no caso da falha da chapa superior (S) a fratura ocorre na região da linha de soldas mais superior da junta (Figura 6.41). Já no caso da falha da chapa inferior (I), a fratura ocorre na linha de solda mais inferior. Foi observado na análise de deformações (seção 6.2.2) que as regiões de maior carregamento estão localizadas na chapa superior próximo à linha de solda mais superior, e na chapa inferior na região da linha de solda mais inferior. Consequentemente, o processo de dano por fadiga iniciou-se nestas regiões levando ao rompimento da chapa superior ou inferior. Da mesma forma, Muller 1995 [35] afirma que,

no caso de juntas rebitadas, as linhas de rebites mais externos são as mais críticas no processo de fadiga de estruturas da fuselagem de aviões. Isso se deve ao fato das linhas mais externas de rebites transmitem a maior parte do carregamento de uma chapa para outra, além da flexão secundária gerada possuir seu valor máximo na região das linhas mais externas [35].



Figura 6.41 Corpo de prova após ensaio de fadiga apresentando falha na seção transversal na chapa superior (S). Configuração: ATC 2D-5D-2.



Figura 6.42 Corpo de prova após ensaio de fadiga apresentando falha na seção transversal na chapa inferior (I). Configuração: ATC 2D-5D-2.

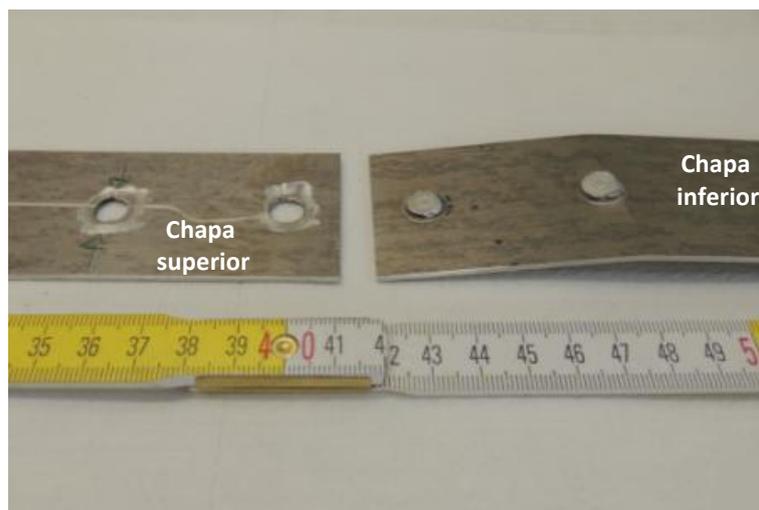


Figura 6.43 Corpo de prova após ensaio de fadiga apresentando falha por arrancamento no botão de solda (A). Configuração: ATC 1,5D-5D-2.

Tabela 6.14 Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 1,5D-3D-2.

| Configuração do corpo de prova | $F_{max}$ [N] | $F_{min}$ [N] | $\sigma_{max}$ [MPa] | $\sigma_{min}$ [MPa] | $\Delta\sigma$ [MPa] | Nº de Ciclos | Modo de Falha |
|--------------------------------|---------------|---------------|----------------------|----------------------|----------------------|--------------|---------------|
| ATC 1,5D-3D-2                  | 4752,0        | 475,20        | 110                  | 11                   | 100                  | 46686        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 61112        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 49137        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 63321        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 52403        | S             |
|                                | 3836,16       | 380,16        | 88,8                 | 8,8                  | 80                   | 149853       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 80327        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 64193        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 87203        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 89226        | S             |
|                                | 2877,12       | 285,12        | 66,6                 | 6,6                  | 60                   | 190623       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 207663       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 103640       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 210985       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 153132       | S             |

R=0,1 Frequência = 10Hz

S: Falha na chapa superior

Tabela 6.15 Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 2D-3D-2

| Configuração do corpo de prova | $F_{max}$ [N] | $F_{min}$ [N] | $\sigma_{max}$ [MPa] | $\sigma_{min}$ [MPa] | $\Delta\sigma$ [MPa] | Nº de Ciclos | Modo de Falha |
|--------------------------------|---------------|---------------|----------------------|----------------------|----------------------|--------------|---------------|
| ATC 2D-3D-2                    | 4752,0        | 475,20        | 110                  | 11                   | 100                  | 57484        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 40599        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 26531        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 42806        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 50858        | I             |
|                                | 3836,16       | 380,16        | 88,8                 | 8,8                  | 80                   | 65403        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 88260        | I             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 75719        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 58870        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | Sobrecarga   |               |
|                                | 2877,12       | 285,12        | 66,6                 | 6,6                  | 60                   | 147893       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 138048       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 98822        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 128784       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 90148        | S             |

R=0,1 Freqüência=10Hz

S: Falha na chapa superior

I: Falha na chapa inferior

Tabela 6.16 Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 1,5D-3D-3.

| Configuração do corpo de prova | $F_{max}$ [N] | $F_{min}$ [N] | $\sigma_{max}$ [MPa] | $\sigma_{min}$ [MPa] | $\Delta\sigma$ [MPa] | Nº de Ciclos | Modo de Falha |
|--------------------------------|---------------|---------------|----------------------|----------------------|----------------------|--------------|---------------|
| ATC 1,5D-3D-3                  | 4752,0        | 475,20        | 110                  | 11                   | 100                  | 61782        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 112688       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 46164        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 94652        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 91730        | S             |
|                                | 3836,16       | 380,16        | 88,8                 | 8,8                  | 80                   | 126829       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 153877       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 77907        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 108964       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 175390       | S             |
|                                | 2877,12       | 285,12        | 66,6                 | 6,6                  | 60                   | 251312       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 223630       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 247388       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 231909       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 329022       | S             |

R=0,1 Freqüência = 10Hz

S: Falha na chapa superior

Tabela 6.17 Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 2D-3D-3.

| Configuração do corpo de prova | $F_{max}$ [N] | $F_{min}$ [N] | $\sigma_{max}$ [MPa] | $\sigma_{min}$ [MPa] | $\Delta\sigma$ [MPa] | Nº de Ciclos | Modo de Falha |
|--------------------------------|---------------|---------------|----------------------|----------------------|----------------------|--------------|---------------|
| ATC 2D-3D-3                    | 4752,0        | 475,20        | 110                  | 11                   | 100                  | 157407       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 66455        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 65745        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 93974        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 79874        | S             |
|                                | 3836,16       | 380,16        | 88,8                 | 8,8                  | 80                   | 177418       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 188167       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 122167       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 87460        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 131634       | S             |
|                                | 2877,12       | 285,12        | 66,6                 | 6,6                  | 60                   | 399200       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 293110       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 276008       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 175725       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 381005       | S             |

R=0,1 Frequência = 10Hz

S: Falha na chapa superior

Tabela 6.18 Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 1,5D-5D-2.

| Configuração do corpo de prova | $F_{max}$ [N] | $F_{min}$ [N] | $\sigma_{max}$ [MPa] | $\sigma_{min}$ [MPa] | $\Delta\sigma$ [MPa] | Nº de Ciclos | Modo de Falha |
|--------------------------------|---------------|---------------|----------------------|----------------------|----------------------|--------------|---------------|
| ATC 1,5D-5D-2                  | 7920,0        | 792,0         | 110,0                | 11                   | 100                  | 21458        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 24180        | A             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 21942        | A             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 24180        | A             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 23945        | A             |
|                                | 6393,6        | 633,6         | 88,8                 | 8,8                  | 80                   | 53841        | I             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 52462        | I             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 44768        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 55808        | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 42444        | I             |
|                                | 4795,2        | 475,2         | 66,6                 | 6,6                  | 60                   | 134001       | I             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 134448       | I             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 127755       | S             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 147746       | I             |
|                                |               |               |                      |                      |                      | 114502       | I             |

R=0,1 Frequência = 10Hz

S: Falha na chapa superior

I: Falha na chapa inferior

A: Arrancamento no botão de solda

Tabela 6.19 Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 2D-5D-2.

| Configuração do corpo de prova | $F_{max}$ [N] | $F_{min}$ [N] | $\sigma_{m\acute{a}x}$ [MPa] | $\sigma_{min}$ [MPa] | $\Delta\sigma$ [MPa] | Nº de Ciclos | Modo de Falha |
|--------------------------------|---------------|---------------|------------------------------|----------------------|----------------------|--------------|---------------|
| ATC 2D-5D-2                    | 7920,0        | 792,0         | 110,0                        | 11                   | 100                  | 25483        | I             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 23889        | A             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 24692        | I             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 22739        | A             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 21815        | A             |
|                                | 6393,6        | 633,6         | 88,8                         | 8,8                  | 80                   | 56543        | I             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 57717        | I             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 55322        | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 46492        | S             |
|                                | 4795,2        | 475,2         | 66,6                         | 6,6                  | 60                   | 55105        | I             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 126394       | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 135265       | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 102655       | I             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 167551       | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 111416       | S             |

R=0,1 Frequência = 10Hz

S: Falha na chapa superior

I: Falha na chapa inferior

A: Arrancamento no botão de solda

Tabela 6.20 Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 1,5D-5D-3.

| Configuração do corpo de prova | $F_{max}$ [N] | $F_{min}$ [N] | $\sigma_{m\acute{a}x}$ [MPa] | $\sigma_{min}$ [MPa] | $\Delta\sigma$ [MPa] | Nº de Ciclos | Modo de Falha |
|--------------------------------|---------------|---------------|------------------------------|----------------------|----------------------|--------------|---------------|
| ATC 1,5D-5D-3                  | 7920,0        | 792,0         | 110,0                        | 11                   | 100                  | 56141        | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 70889        | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 119001       | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 37371        | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 46217        | S             |
|                                | 6393,6        | 633,6         | 88,8                         | 8,8                  | 80                   | 78211        | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 102303       | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 93955        | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 93731        | S             |
|                                | 4795,2        | 475,2         | 66,6                         | 6,6                  | 60                   | 65434        | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 248948       | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 177629       | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | Sobrecarga   |               |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 156806       | S             |
|                                |               |               |                              |                      |                      | 199746       | S             |

R=0,1 Frequência = 10Hz

S: Falha na chapa superior

Tabela 6.21 Resultados dos ensaios de fadiga para a configuração de corpo de prova ATC 2D-5D-3.

| Configuração do corpo de prova | $F_{\max}$ [N] | $F_{\min}$ [N] | $\sigma_{\max}$ [MPa] | $\sigma_{\min}$ [MPa] | $\Delta\sigma$ [MPa] | Nº de Ciclos | Modo de Falha |
|--------------------------------|----------------|----------------|-----------------------|-----------------------|----------------------|--------------|---------------|
| ATC 2D-5D-3                    | 7920,0         | 792,0          | 110,0                 | 11                    | 100                  | 56303        | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 48942        | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 165274       | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 44100        | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 46735        | S             |
|                                | 6393,6         | 633,6          | 88,8                  | 8,8                   | 80                   | 71554        | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 104955       | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 71019        | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 80476        | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 103402       | S             |
|                                | 4795,2         | 475,2          | 66,6                  | 6,6                   | 60                   | 215731       | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 189896       | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 122904       | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 235048       | S             |
|                                |                |                |                       |                       |                      | 196423       | S             |

R=0,1 Frequência = 10Hz

S: Falha na chapa superior

As Figura 6.44 e Figura 6.45 mostram as curvas de Wohler levantadas a partir dos resultados de fadiga mostrados nas Tabela 6.14 e Tabela 6.18 para as configurações ATC 1,5D-3D-2 e ATC 1,5D-5D-3, respectivamente. As curvas de Wohler para as demais configurações de juntas são apresentadas no APÊNDICE I. Conforme pode ser observado nas curvas de Wohler, exceto para as configurações ATC 1,5D-5D-2 e ATC 2D-5D-2, a dispersão apresentada pelos resultados de fadiga mostra-se bastante elevada. Esta dispersão nos resultados aumenta quando é utilizado uma menor distância entre linhas de soldas, ou seja,  $L_s=3D$ , e também quando é utilizada a terceira linha de soldas ( $N_s=3$ ) para ambas as distâncias  $L_s=3D$  e  $5D$ . Neste sentido, acredita-se que a grande dispersão nos resultados dos ensaios de fadiga esteja relacionada com a grande variabilidade associada ao processo de soldagem conforme foi observado no estudo da otimização de parâmetros em termos de resistência estática das soldas (Tabela 6.1 e Tabela 6.6). Contudo, aparentemente o desempenho mecânico das soldas parece se tornar mais suscetível à variabilidade do processo quando submetidas ao carregamento cíclico. Neste caso, quando utilizado um maior número de soldas, passando de duas para três linhas de soldas, espera-se que a dispersão nos resultados de fadiga venha a aumentar devido ao maior número de soldas presentes na junta.

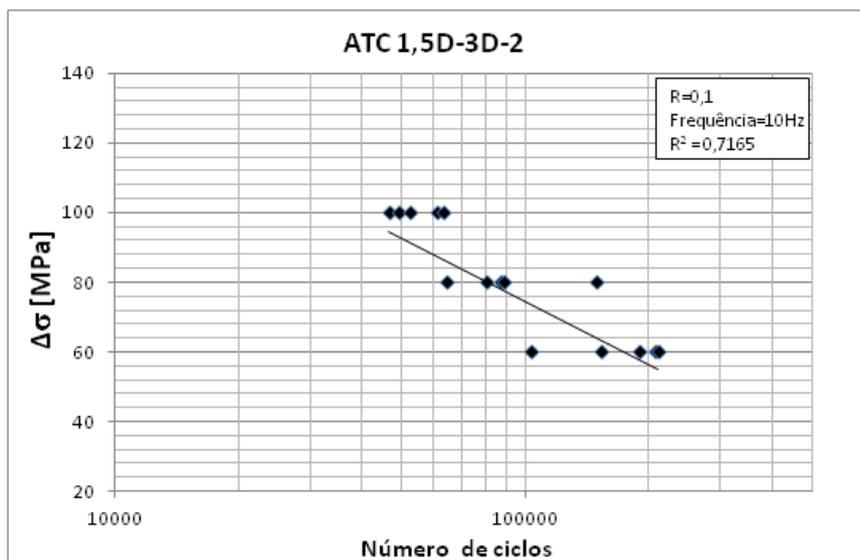


Figura 6.44 Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 1,5D-3D-2.

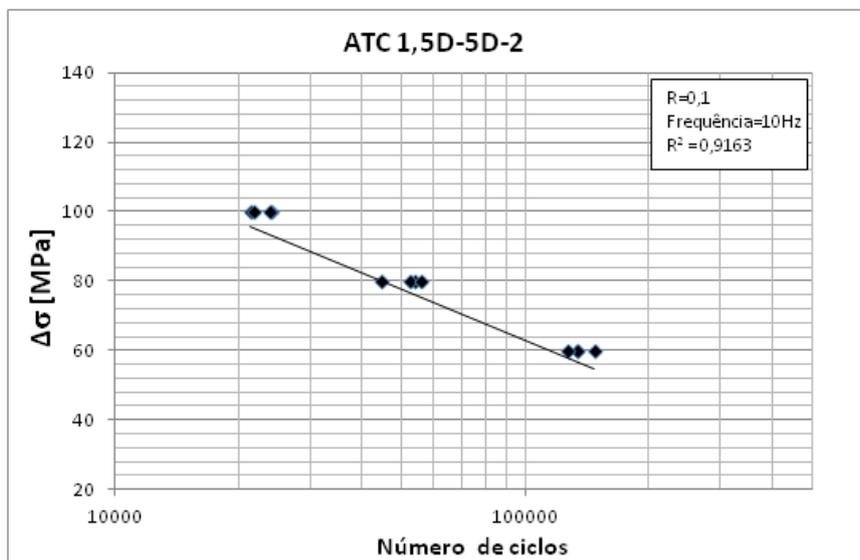


Figura 6.45 Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 1,5D-5D-2.

Com a finalidade de comparar o desempenho em fadiga entre as diferentes configurações de juntas, as curvas de Wohler foram unidas em um único gráfico conforme mostra a Figura 6.46. Assim, no gráfico da Figura 6.46 observa-se que as configurações com três linhas de solda ( $N_s=3$ ) apresentaram os melhores desempenhos em fadiga, destacando-se as configurações com menor distância entre linhas de soldas ( $L_s=3D$ ), em particular a configuração ATC 2D-3D-3. Esta apresentou a maior resistência à fadiga entre todas as configurações de junta testadas. Neste sentido, o melhor desempenho em fadiga observado não teve relação com maior resistência estática atingida pelas juntas. Conforme os resultados dos ensaios quase-estáticos (Tabela 6.11), os maiores valores de resistência resultaram das configurações com  $N_s=3$  para uma distância entre linhas de solda de  $L_s=5D$ . Já em termos de resistência à fadiga, estas apresentaram um pior desempenho quando comparadas com as configurações com  $L_s=3D$ .

Através da análise das curvas características de tensão nominal em função do deslocamento obtidas nos ensaios quase-estáticos para duas destas configurações (Figura 6.47), observa-se que quando usado uma distância  $L_s=5D$  é necessário que um maior deslocamento seja imposto para atingir um mesmo valor de tensão nominal aplicada. Conseqüentemente, um maior movimento relativo entre as chapas superior e inferior da junta ocorre quando aplicada uma mesma tensão nominal. Neste sentido, Hart-Smith 1991 [48] comenta que uma maior restrição do movimento relativo entre chapas nas juntas de sobreposição fixadas por rebites/parafusos leva ao aumento da resistência à fadiga das juntas por retardar o processo de nucleação de trincas que, na maioria das vezes, está relacionado ao dano causado pelo atrito entre as chapas (*fretting fatigue*). Da mesma forma, os resultados observados para o caso das juntas soldadas por FSpW mostram um mesmo comportamento. Desta maneira, durante o carregamento cíclico, as juntas com maior distância entre linhas de solda ( $L_s=5D$ ) sofrem uma penalidade na resistência à fadiga devido ao maior movimento relativo entre as chapas quando comparadas com as juntas com menor distância entre linhas de soldas ( $L_s=3D$ ) quando um mesmo nível de tensão nominal é aplicado à junta.

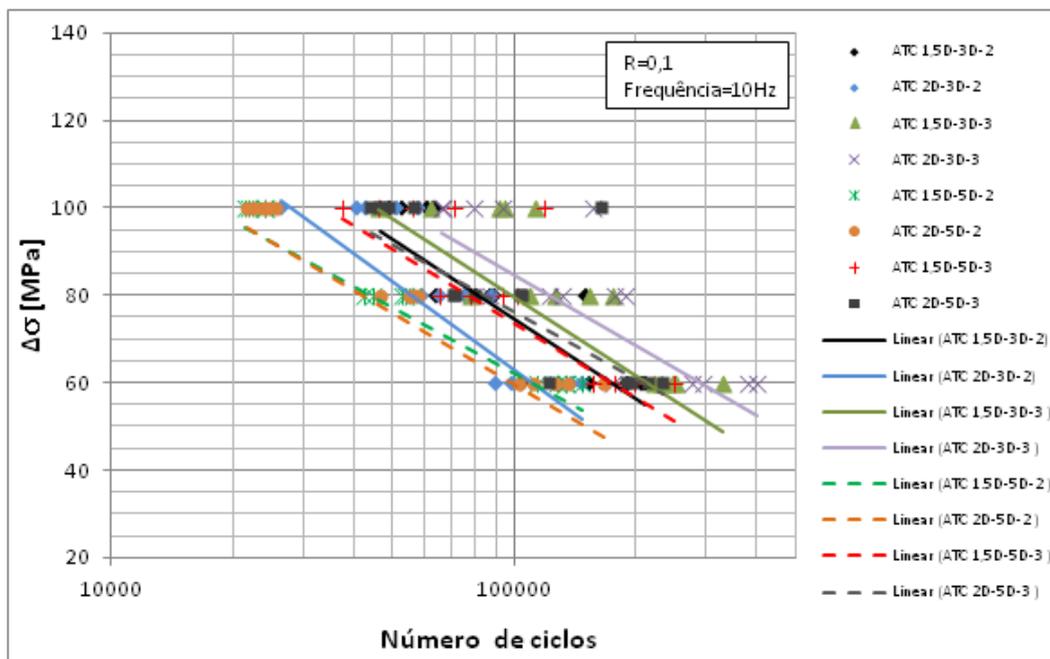


Figura 6.46 Curvas de Wohler das diferentes configurações de juntas soldadas avaliadas no estudo.

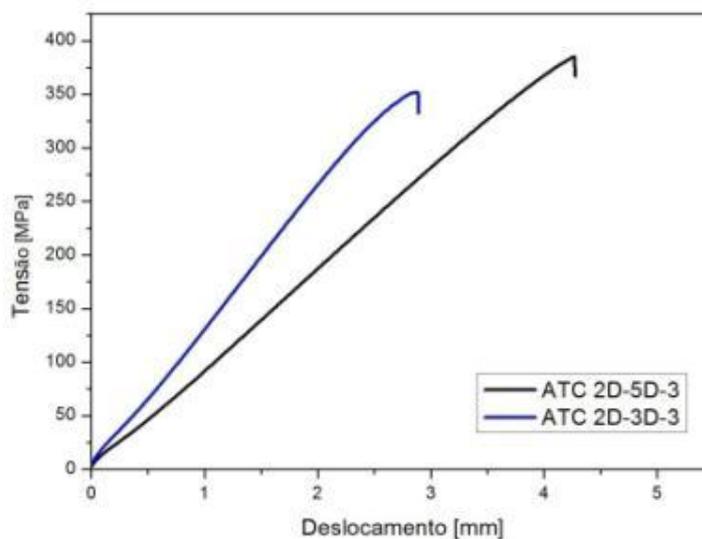


Figura 6.47 Curva de tensão nominal x deslocamento resultante do ensaio quase-estáticos para as configurações ATC 2D-5D-3 e ATC 2D-3D-3, onde se observa um maior deslocamento resultante para uma mesma tensão nominal aplicada no caso da distância  $L_s=5D$ .

De maneira a verificar o efeito das variáveis geométricas no desempenho em fadiga das juntas soldadas, as curvas de Wohler foram analisadas aos grupos em função de variáveis específicas. Neste sentido, o efeito da variável distância da borda ( $L_b$ ) e do número de soldas na resistência à fadiga para o caso das juntas apresentando  $L_s=3D$  é mostrado na Figura 6.48. Conforme observado na Figura 6.48, a tendência dos resultados mostrou que a redução da distância da borda de  $L_b=2D$  (linha contínua azul) para  $L_b=1,5D$  (linha contínua preta) resultou no aumento da vida em fadiga da junta para o caso de  $L_s=3D$  e  $N_s=2$ . Contudo, quando é utilizada a terceira linha de soldas, ou seja,  $N_s=3$ , observa-se um comportamento inverso. Assim, para  $N_s=3$ , a utilização de  $L_b=2D$  (linha pontilhada azul) apresenta uma maior resistência à fadiga quando comparado com  $L_b=1,5D$  (linha pontilhada preta). Por fim, a Figura 6.48 mostra que a utilização da terceira linha de soldas ( $N_s=3$ ) resultou em um aumento efetivo na vida em fadiga das juntas para ambas as distâncias  $L_b=1,5D$  e  $L_b=2D$ , sendo esse efeito benéfico mais relevante nas configurações apresentando distância da borda de  $L_b=2D$ .

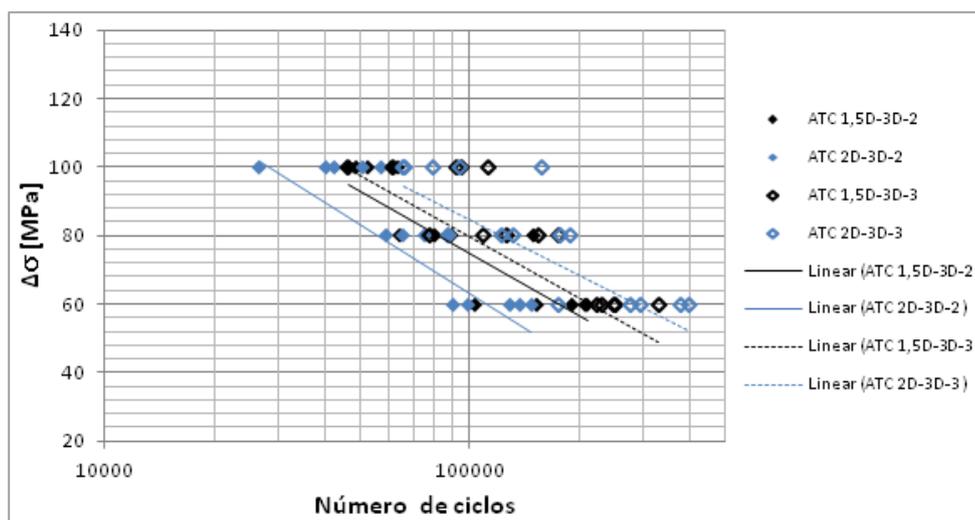


Figura 6.48 Curvas de Wohler avaliando o efeito da distância da borda ( $L_b$ ) e do número de linhas de soldas ( $N_s$ ) no desempenho em fadiga das juntas soldadas para distância entre linhas de soldas de  $L_s=3D$ .

Para as configurações com distância entre linhas de soldas de  $L_s=5D$ , o efeito da variável distância da borda ( $L_b$ ) e do número de soldas na resistência à fadiga é mostrado na Figura 6.49. Pode ser observado na Figura 6.49 que a distância da borda não apresentou efeito significativo na resistência à fadiga das juntas soldadas com  $L_s=5D$ . Neste sentido,

observa-se apenas um pequeno aumento da vida em fadiga em baixas amplitudes de carregamento para uma menor distância  $L_b=1,5D$  quando utilizadas duas linhas de soldas ( $N_s=2$ ) (linha contínua preta), e para uma maior distância  $L_b=2D$  quando na presença da terceira linha de soldas ( $N_s=3$ ) (linha pontilhada azul). Além disso, novamente foi observado um aumento acentuado na resistência à fadiga da junta quando utilizada a terceira linha de soldas (linhas pontilhadas) em comparação com o uso de duas linhas de soldas (linhas contínuas).

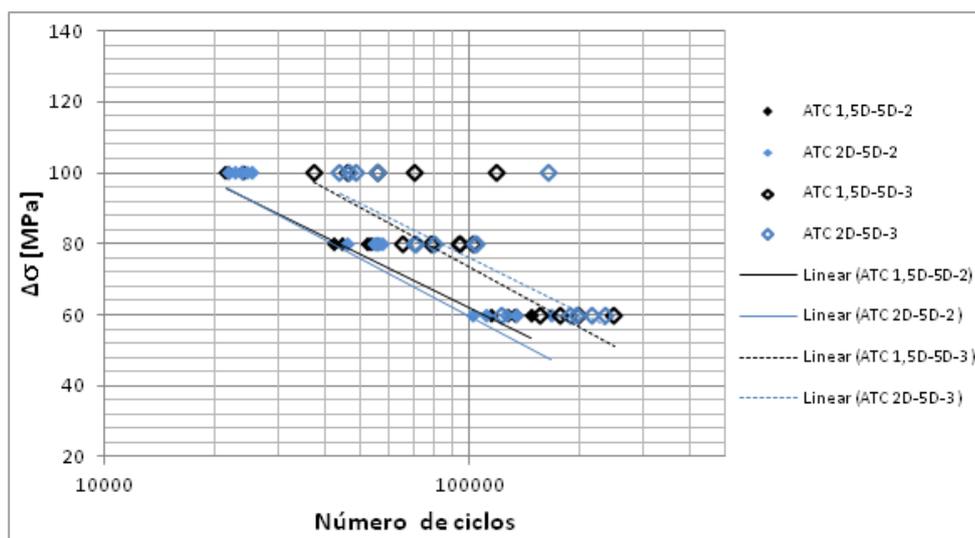


Figura 6.49 Curvas de Wohler avaliando o efeito da distância da borda ( $L_b$ ) e do número de linhas de soldas ( $N_s$ ) no desempenho em fadiga das juntas soldadas para distância entre linhas de soldas de  $L_s=5D$ .

Neste sentido, o comportamento em fadiga das juntas soldadas observado nas Figura 6.48 e Figura 6.49 mostra que, uma vez que a variável  $L_b$  não apresentou influência significativa na resistência estática da junta, quando utilizada apenas duas linhas de soldas ( $N_s=2$ ), é preferível usar uma distância da borda de  $L_b=1,5D$  considerando a integridade estrutural da junta quando submetida ao carregamento cíclico. Já quando se opta pelo uso de três linhas de soldas melhorando assim o desempenho em fadiga da junta, uma distância da borda de  $L_b=2D$  deve ser utilizado.

Por fim, o desempenho em fadiga das juntas soldadas em função da distância entre linhas de soldas ( $L_s$ ) é mostrado na Figura 6.50. Neste caso, são usadas para comparação as configurações apresentando distância da borda de  $L_b=1,5D$ . Conforme pode ser

observado na Figura 6.50, as configurações apresentando uma menor distância entre linhas de soldas, isto é,  $L_s=3D$ , resultaram em um melhor desempenho em fadiga quando comparadas com as configurações apresentando  $L_s=5D$ , tanto para duas ( $N_s=2$ ) (linha contínua preta) como para três linhas de soldas ( $N_s=3$ ) (linha pontilhada preta). Assim, tratando-se da integridade estrutural das juntas soldadas, pode-se concluir que as configurações que resultaram nas maiores resistências estática em termos de tensão nominal máxima suportada foram as configurações apresentando  $L_s=5D$  e  $N_s=3$ , sendo seguidas pelas configurações com  $L_s=3D$  e  $N_s=3$ . Contudo, em termos de desempenho em fadiga, as configurações com menor distância entre soldas ( $L_s=3D$ ) resultaram em uma maior resistência à fadiga. Portanto, neste caso, deve ser avaliado no projeto estrutural das juntas as configurações em questão que estariam aptas a desenvolver a função estrutural requerida.

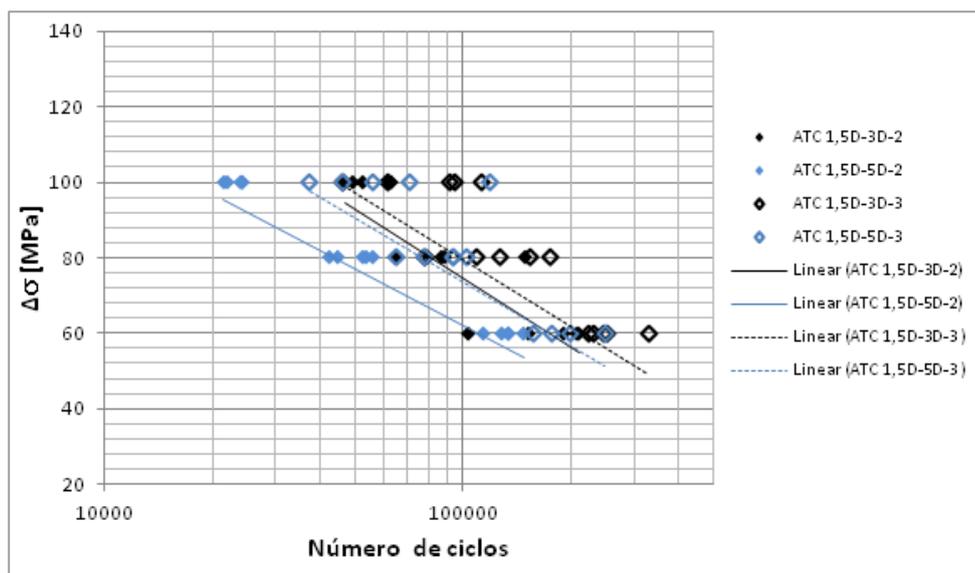


Figura 6.50 Curvas de Wohler mostrando o comportamento em fadiga das juntas soldadas em função da distância entre linhas de soldas ( $L_s=3D$  e  $L_s=5D$ ).

Uma vez levantadas as curvas de Wohler para as juntas soldadas por FSpW, uma comparação entre o desempenho em fadiga das juntas soldadas e de juntas rebitadas foi realizado, conforme apresenta a Figura 6.51. Para tal finalidade, foi escolhida como parâmetro de comparação a configuração de junta soldada que apresentou a melhor resistência em fadiga, ou seja, a configuração ATC 2D-3D-3. Os dados referentes ao

comportamento em fadiga de juntas rebitadas foram retirados da literatura, usando como base de comparação os dados reportados por Moreira [36]. Neste caso, os dados de fadiga da junta rebitada são referentes a uma liga semelhante e de geometria de junta aproximada à configuração da junta soldada escolhida para a comparação devido à falta de dados na literatura para a liga AA2198-T8 além da grande diversidade de geometrias de corpos de prova utilizados nos estudos de fadiga o que dificulta uma comparação mais precisa. Moreira [36] apresenta dados de fadiga referentes a juntas rebitadas da liga de alumínio Clad2024-T3 com espessura de 1,2mm utilizando rebites de 3,2mm de diâmetro (NAS1097 AD4) para uma configuração contendo como dimensões geométricas  $L_b=10\text{mm}$ ,  $L_s=20\text{mm}$  e  $N_s=3$  (conforme a nomenclatura usada no presente estudo). Os dados são apresentados em termos de média do número de ciclos até a falha das juntas. Já, no caso da junta soldada de configuração ATC 2D-3D-3 usada na comparação dos resultados as dimensões são  $L_b=18\text{mm}$  (2D),  $L_s=27\text{mm}$  (3D) e  $N_s=3$ . Neste sentido, o gráfico da Figura 6.51 apresenta as curvas de Wohler para os respectivos tipos de junta e as condições de ensaio nas quais foram realizados os ensaios de fadiga. Conforme pode ser observado, as curvas de Wohler mostram que a junta rebitada apresenta um desempenho em fadiga bastante superior ao da junta soldada por FSpW embora as condições de ensaio, o material e a geometria do corpo de prova não tenham sido precisamente as mesmas. Portanto, para uma comparação mais exata torna-se necessário a obtenção de dados mais representativos servindo, então, os dados apresentados na Figura 6.51 com uma comparação preliminar do desempenho em fadiga das juntas produzidas pelos processos de união em questão.

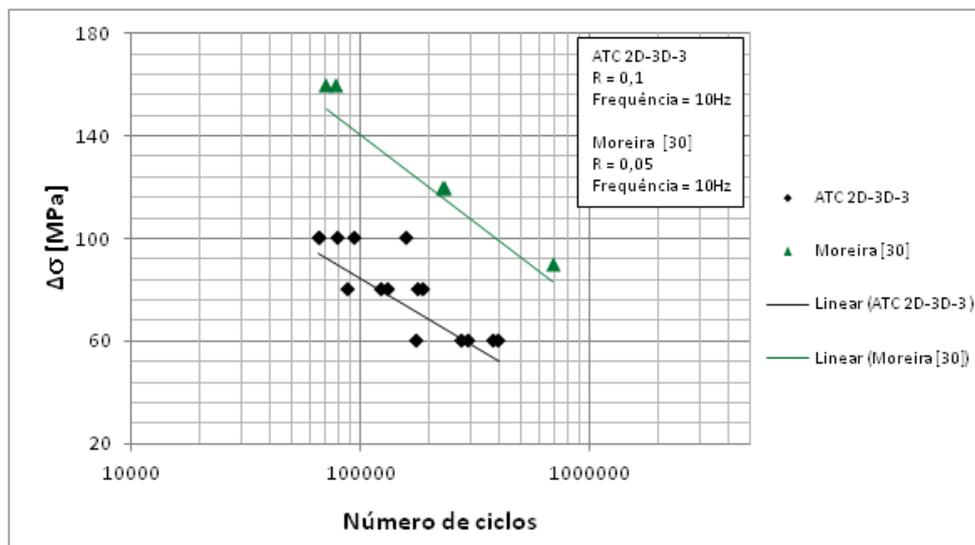


Figura 6.51 Gráfico comparativo entre o desempenho em fadiga de juntas soldadas por FSpW e juntas rebitadas.

Conforme observado na Figura 6.51, já era esperado a diferença no desempenho em fadiga entre os tipos de juntas uma vez que o princípio de união difere-se de um tipo de junta para a outra. Desta forma, durante o carregamento cíclico das juntas, ocorrem diferentes mecanismos de iniciação e propagação das trincas no processo de fadiga resultando assim em desempenhos diferenciados. No caso de juntas rebitadas de sobreposição, investigações concluíram que o dano causado na superfície das chapas em contato devido à fricção cíclica (*fretting fatigue*) é a maior causa da nucleação de trincas de fadiga [52], sendo esta propriedade uma função das variáveis de produção, tais como a força de aperto do rebite [53][54]. Essas trincas nucleiam na superfície de contato entre chapas na região da periferia do furo ou nas proximidades desta localizadas na linha de rebites mais externas da junta ou em ambas as linhas mais externas, propagando-se através do furo no plano de menor seção da chapa. Esse período de propagação invisível da trinca abrange a maior parte da vida total em fadiga [53].

No caso das juntas soldadas por FSpW, conforme será discutido próxima seção (seção 6.3.1) na análise da fratura após os ensaios de fadiga, diferentemente do caso de juntas rebitadas, não foi evidenciado nenhum dano causado pela fricção cíclica entre chapas que pudesse dar origem à nucleação de trincas de fadiga. Neste caso, foi identificado na superfície de fratura da junta que a nucleação das trincas de fadiga ocorreram na região da ponta do “gancho” formado na interface entre as chapas soldadas.

Neste sentido, durante o processo de soldagem por FSpW e de outros processo de soldagem a ponto por fricção, as superfícies das chapas sobrepostas em contato sofrem uma deformação que reorienta a direção originalmente plana da superfície na direção ascendente ou descendente, dependendo do fluxo do material, sendo este fenômeno definido como “formação do gancho” (*Hooking*) [49]. A formação do gancho ocorre na ZTMA da solda, o material circundante à ZM é submetido a uma deformação plástica causada pela ação da ferramenta de soldagem, porém com o “gancho” podendo estender-se até a região de transição entre ZM e ZTMA. Assim, sugere-se que a região do “gancho” delimita a fronteira entre a região da ZTMA e da ZM [49]. A Figura 6.522 mostra uma imagem metalográfica em detalhe da formação do “gancho” em uma das soldas produzidas por FSpW no presente estudo. A presença do “gancho” é normalmente considerada como deletéria às propriedades mecânicas das juntas soldadas devido a diferentes razões. A região do “gancho” compreende o óxido originalmente presente na superfície das chapas em contato que não foi fragmentado durante o processo de soldagem por fricção de ligas de alumínio ou magnésio. Desta forma, a ponta do “gancho” é considerada como um defeito tipo trinca, uma vez que existe apenas uma ligação parcial ou nenhuma ligação efetiva entre as chapas nesta região. Por esta razão, a ponta do “gancho” atua como uma descontinuidade aguda onde ocorre o aumento da concentração de tensões quando a junta é submetida ao carregamento, tornando-se então um potencial ponto de nucleação de trincas. Além disso, a orientação ascendente do gancho formado causa uma redução da espessura efetiva da chapa superior na região da ponta do gancho, reduzindo assim o caminho da propagação das trincas na direção da espessura, o que resulta na aceleração do processo de falha [49][50][51]. Neste caso, a orientação e as características da formação do “gancho” são diretamente afetadas pelos parâmetros de soldagem utilizados na produção da solda [50][51].



Figura 6.52 Imagem metalográfica mostrando em detalhe a formação do “gancho” indicada pelo círculo na figura. Solda produzida nas chapas de 1,6mm de espessura com os parâmetros de soldagem definidos como condição 12 (C12).

Segundo Schijve 2009 [55], é implicitamente assumido que o período de iniciação da trinca abrange a maior parte da vida em fadiga do componente enquanto que a vida durante o período de crescimento da trinca é relativamente curta. Neste contexto, a presença do “gancho” nas soldas produzidas por FSpW atuando como uma descontinuidade reduz acentuadamente a vida em fadiga das soldas suprimindo o período de vida em fadiga associado à nucleação das trincas levando à falha prematura das juntas. Em adição, a orientação ascendente do “gancho” observada nas soldas pode ter acelerado o processo de falha por reduzir o caminho de propagação da trinca até a superfície da chapa, uma vez que após a trinca trespassar a chapa a falha ocorre de maneira bastante rápida. Outro fato que pode ter acelerado a falha por fadiga é a redução das propriedades mecânicas do material na região recristalizada da solda devido a eliminação do tratamento térmico e do encruamento inicial. Por outro lado, a anisotropia característica do material parece não ter afetado o desempenho em fadiga uma vez que qualquer texturização cristalográfica inicial é eliminada na região da solda devido à recristalização [9][13].

Por estas razões, a presença do “gancho” apresenta um efeito fortemente deletério na resistência à fadiga da junta soldada, embora não tenha surtido maior efeito na resistência estática da mesma, aparecendo desta forma como um problema no desempenho

das soldas produzidas por FSpW e uma desvantagem quando comparada com as juntas rebitadas. Desta forma, a melhoria no desempenho em fadiga das juntas soldadas por FSpW acredita-se estar diretamente ligada com a necessidade de modificações nas características geométricas da formação do “gancho”. Como a orientação e as características geométricas do “gancho” formado estão diretamente relacionadas aos parâmetros de soldagem utilizados [50][51], uma avaliação interligando os parâmetros de soldagem com as características da formação do “gancho” e resistência à fadiga da junta produzida torna-se necessária. No presente estudo, a seleção dos parâmetros de soldagem otimizados que definiu a condição para a produção dos corpos de prova de fadiga foi baseada unicamente no maior valor de resistência estática atingida pela solda produzida. Assim, estes fatos levam a crer que o melhor desempenho estático não está necessariamente ligado ao melhor desempenho dinâmico da junta, podendo-se então produzir soldas com menor resistência mecânica, porém de melhor resistência à fadiga.

### 6.3.1 Análise da fratura

Após os ensaios de fadiga, foram realizadas análises da fratura das juntas soldadas por FSpW através de microscopia eletrônica de varredura (MEV) para identificação do mecanismo de falha das juntas e dos micromecanismos envolvidos na fratura. Conforme mostrado anteriormente, três diferentes modos de falha foram observados nos ensaios de fadiga. Entre estes, encontram-se a falha na seção transversal da chapa superior (S), a falha na seção transversal da chapa inferior (I) e a falha por arrancamento no botão de solda (A). Neste sentido, foram selecionados corpos de prova que apresentaram cada um dos respectivos modos de falha para a realização da análise da fratura.

#### Falha na Seção Transversal na Chapa Superior (S)

O modo de falha na seção transversal na chapa obtido após os ensaios de fadiga é representado na Figura 6.41. Para a análise do mecanismo de fratura, a região de análise foi separada do restante do corpo de prova mediante ao seccionamento da chapa superior em um plano paralelo à superfície de fratura. As análises de MEV foram realizadas na chapa

superior da junta em quatro diferentes regiões da superfície de fratura conforme indicado na Figura 6.53.

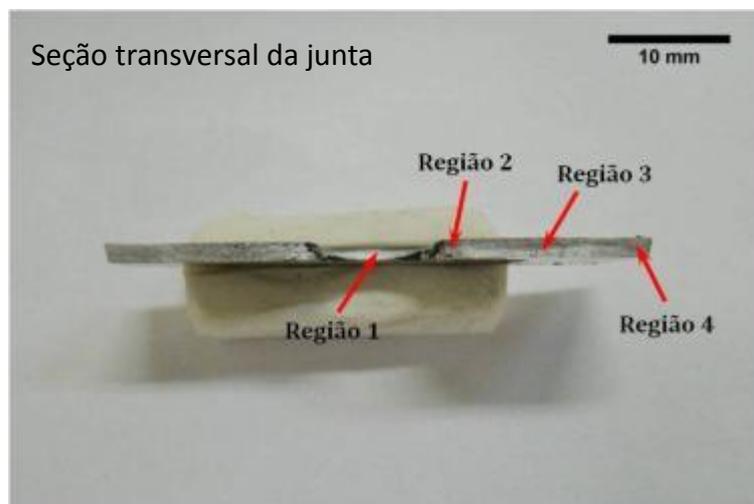


Figura 6.53 Regiões da superfície de fratura da chapa superior da junta onde foram realizadas as análises da fratura para a falha na seção transversal na chapa superior.

As imagens de MEV da região 1 são apresentadas na Figura 6.54. Na Figura 6.54 observa-se na parte inferior da imagem a formação do “gancho” (conforme discutido e mostrado anteriormente na Figura 6.52) na superfície de contato entre as chapas abrangendo todo o perímetro da solda. Analisando a região 1 em maior aumento, observam-se múltiplos pontos de nucleação das trincas de fadiga na região da ponta do “gancho”. A nucleação inicial das trincas ocorre na região de maior sollicitação mecânica da chapa superior, ou seja, na solda superior da junta conforme discutido anteriormente na seção 6.2.2. Conforme indica a orientação das estrias de fadiga observadas na superfície de fratura (Figura 6.54), uma vez nucleadas na ponta do “gancho”, as trincas propagam-se na direção vertical no sentido da espessura da chapa superior até transpassa-la. Essas trincas são definidas como trincas circunferenciais, uma vez que se propagam verticalmente no perímetro da solda no sentido da espessura da chapa superior, representando assim a etapa inicial do processo de falha por fadiga.

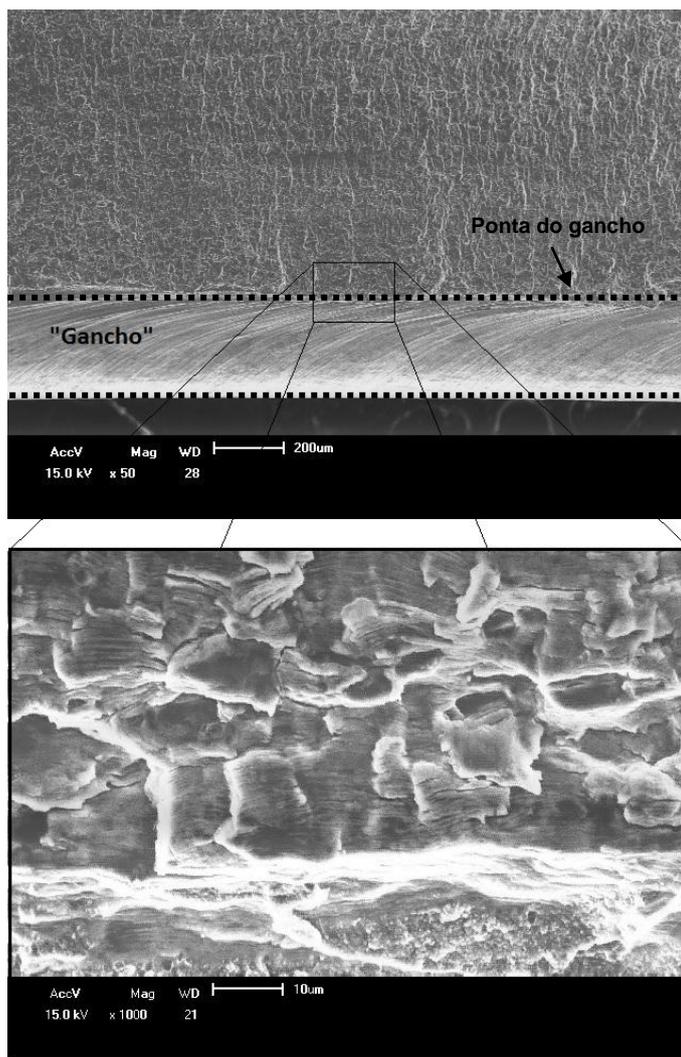


Figura 6.54 Imagem de MEV da superfície de fratura na região 1 mostrando a formação do “gancho” na superfície de contato entre chapas. Detalhe da região da ponta do “gancho” em maior aumento identificando o local de múltiplos pontos de nucleação das trincas de fadiga, onde a orientação das estrias de fadiga indica uma propagação na direção da espessura da chapa.

Após transpassada a chapa superior em meio perímetro da solda, as trincas passam a propagar na direção horizontal no sentido da largura da chapa conforme mostra a Figura 6.55(a) e Figura 6.56(a) das regiões 2 e 3 da superfície de fratura, respectivamente. Já nas Figuras 6.55(b) e 6.56(b), a observação dessas regiões em maior aumento revela nitidamente as estrias de fadiga indicando o sentido de propagação das trincas. A textura facetada apresentada pela superfície de fratura da região 2 (Figura 6.55) provavelmente está relacionada com as propriedades microestruturais particulares apresentadas pela ZTMA, uma vez que a região 2 abrange a zona de transição da ZM para a ZTMA.

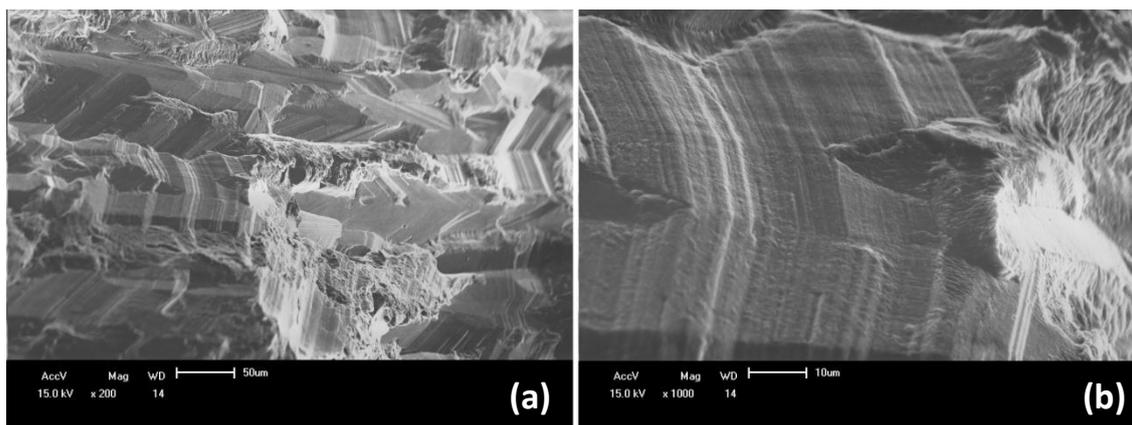


Figura 6.55 Imagem de MEV da superfície de fratura na região 2 em diferentes aumentos. (a) Aspecto geral da superfície de fratura da região 2. (b) Detalhe em maior aumento das estrias de fadiga.

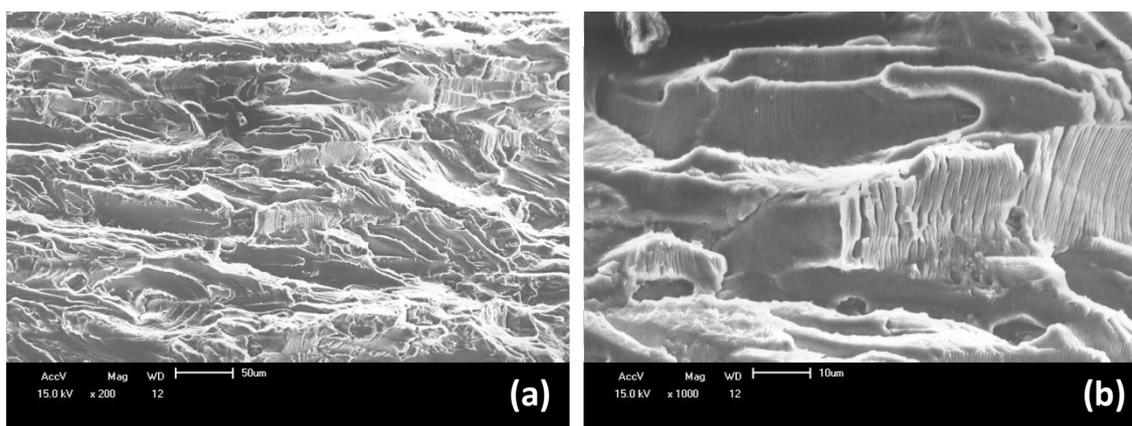


Figura 6.56 Imagem de MEV da superfície de fratura na região 3 em diferentes aumentos. (a) Aspecto geral da superfície de fratura da região 3. (b) Detalhe em maior aumento das estrias de fadiga.

Por fim, a região 4 da superfície de fratura representa a etapa final do processo de fratura por fadiga. Conforme observa-se Figura 6.57(a), a fratura final da junta ocorre por sobrecarga quando a seção remanescente da chapa superior passa a não suportar o carregamento imposto, resultando na ruptura da chapa. Neste caso, a fratura por sobrecarga ocorre de forma dúctil por coalescência de microcavidades conforme evidenciado na Figura 6.57(b) da região em maior aumento.

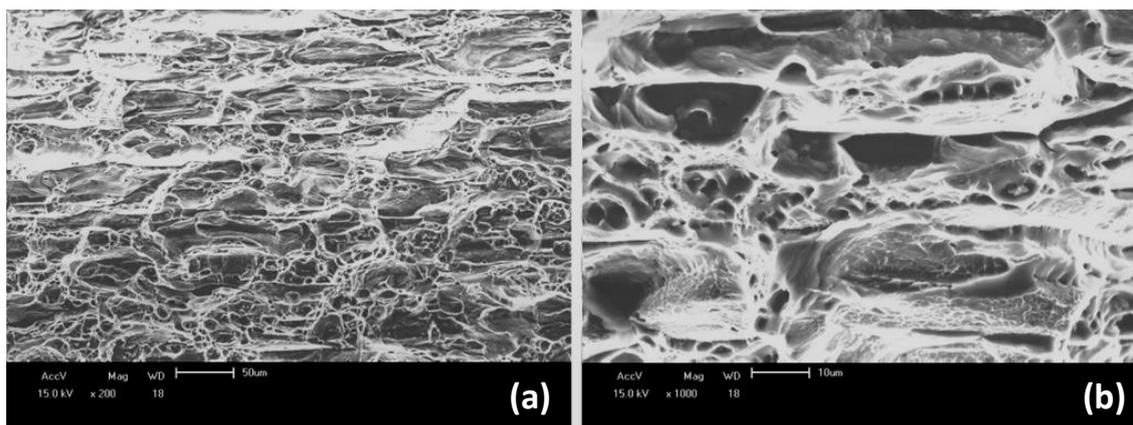


Figura 6.57 Imagem de MEV da superfície de fratura na região 4 em diferentes aumentos. (a) Aspecto geral da superfície de fratura da região 4. (b) Detalhe em maior aumento das microvadidades.

#### Falha na Seção Transversal na Chapa Inferior (I)

Na Figura 6.42 está representado o modo de falha na seção transversal na chapa inferior observado após os ensaios de fadiga. Para a análise da fratura neste modo de falha em questão foi utilizado o mesmo procedimento de análise adotado para a avaliação do modo de falha na seção transversal na chapa superior. Assim, a região da fratura foi separada da chapa inferior mediante o seccionamento da chapa em um plano paralelo à superfície de fratura. Posteriormente, as mesmas regiões indicadas na Figura 6.53 da superfície de fratura foram os alvos da análise por MEV.

Através das análises de MEV foi constatado que, neste caso, o processo de falha por fadiga que origina o modo de falha na seção transversal na chapa inferior, ocorreu de forma idêntica ao processo observado anteriormente para a falha na chapa superior, a não ser pelo fato da nucleação das trincas de fadiga terem ocorrido na região de maior sollicitação da chapa inferior, isto é, na solda inferior da junta conforme discutido na seção 6.2.2 no estudo das deformações por imagens. Neste caso, os pontos de nucleação das trincas de fadiga circunferenciais ocorrem novamente na ponta do “gancho” na região de maior sollicitação, sendo que a propagação das mesmas ocorre verticalmente no sentido da espessura da chapa inferior. Uma vez transpassada a chapa inferior, no decorrer dos ciclos de carregamento as trincas passam a propagar horizontalmente no sentido da largura da

chapa inferior até o momento em que a seção remanescente passa a não suportar o carregamento imposto levando à fratura de forma dúctil por sobrecarga.

#### Falha por Arrancamento no Botão de Solda (A)

O modo de falha por arrancamento no botão de solda obtido após os ensaios de fadiga é representado na Figura 6.43. Para este modo de falha, a análise da fratura foi realizada na solda superior da junta (região de maior sollicitação) mediante o seccionamento da chapa superior na direção longitudinal da junta passando pelo centro da solda. Do mesmo modo, a solda inferior da junta também foi analisada. A Figura 6.58 mostra as diferentes regiões onde foram realizadas as análises de MEV.



Figura 6.58 Regiões da superfície de fratura da solda superior (chapa superior da junta) onde foram realizadas as análises da fratura para o modo de falha por arrancamento no botão de solda.

A Figura 6.59 (a) mostra em detalhe a formação do “gancho” na chapa superior da junta ao longo do perímetro da solda na região 1. A análise da região 1, ou seja, da região submetida à maior sollicitação mecânica identificou diversos pontos de nucleação das trincas de fadiga na região da ponta do “gancho”, apresentando assim o mesmo processo inicial de fratura observado nos demais casos de falha avaliados. Além disso, observa-se

que na região 1, uma vez iniciadas as trincas, estas se propagam na direção vertical no sentido da espessura da chapa superior (trincas circunferenciais) até transpassá-la (Figura 6.59 (b)).

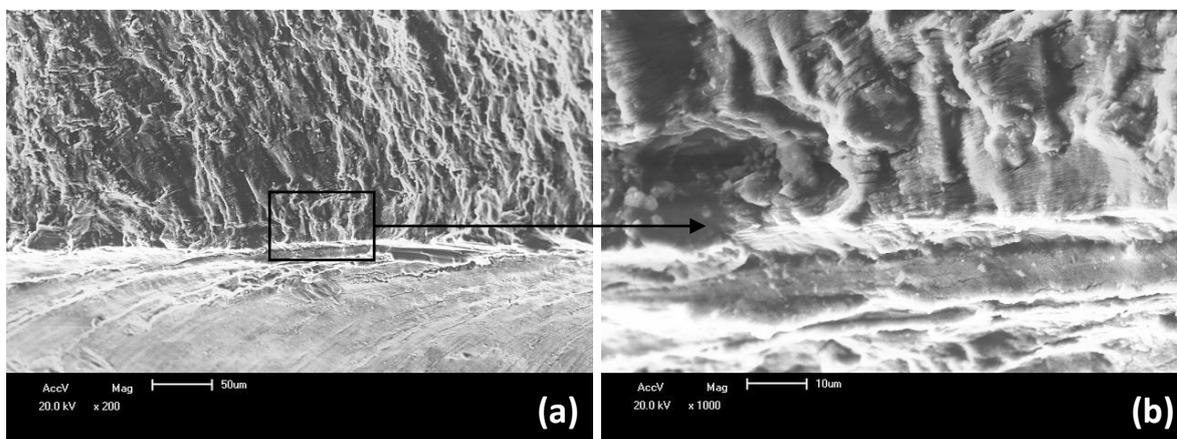


Figura 6.59 Imagens de MEV da região 1 da superfície de fratura analisada. (a) Imagem mostrando a formação do “gancho” na chapa superior. (b) Detalhe da ponta do “gancho” evidenciando diversos pontos de nucleação de trincas de fadiga.

Já, a análise da região 2 revela que na região lateral da solda ocorrem dois tipos distintos de processos de propagação das trincas de fadiga. Na Figura 6.60 (a), observa-se além da propagação das trincas circunferenciais, está associado também um processo de propagação de trincas de fadiga na direção horizontal paralelas à superfície ao longo do perímetro da solda (indicado pela seta). A Figura 6.60 (b) mostra em detalhe a região onde ocorre a propagação das trincas na direção horizontal evidenciada pela presença das estrias de fadiga. Neste caso, essas trincas parecem propagar a partir da superfície externa da chapa gradativamente em direção à superfície interna de contato entre chapas. Diferentemente dos demais modos de falha, neste caso as trincas de fadiga mantêm-se no perímetro da solda não se estendendo para a seção transversal da chapa, fato este que caracteriza o modo de falha por arrancamento no botão de solda.

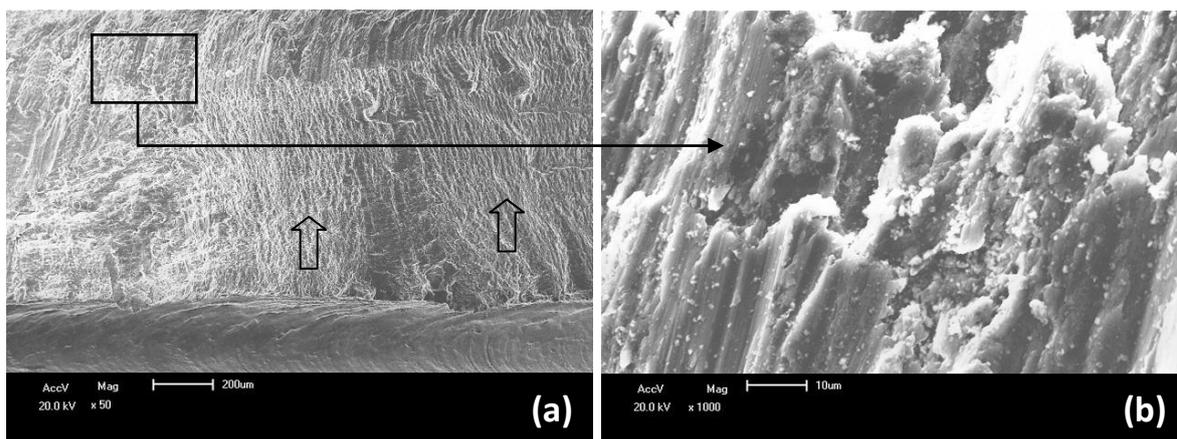


Figura 6.60 Imagens de MEV da região 2 da superfície de fratura analisada. (a) Região lateral da solda onde podem ser observados dois processos distintos de propagação das trincas de fadiga. (b) Detalhe da região onde ocorre a propagação das trincas de fadiga na direção horizontal ao longo do perímetro da solda.

A região 3 corresponde ao estágio final do processo de fratura. Pode ser observado, conforme mostra a Figura 6.60 (a), que a fratura final ocorre por sobrecarga através do cisalhamento de modo dúctil quando a resistência da junta passa a não suportar o carregamento imposto. A fratura dúctil é evidenciada pela presença do coalescimento de microcavidades alongadas observada com a análise da região em maior aumento (Figura 6.61 (b)). Conforme descrito anteriormente, a análise do mecanismo de fratura para este modo de falha foi executado na região da solda superior da junta. Por fim, a solda inferior da junta também foi submetida ao mesmo procedimento de análise da fratura, onde foram constatadas exatamente as mesmas características quanto ao mecanismo de fratura. Contudo, acredita-se que o processo de falha se inicie primeiramente na solda superior em função da maior sollicitação a qual é submetida passando, posteriormente, a tomar proporção na solda inferior na medida em que maior parte do carregamento imposto passa a ser transferido para a solda inferior.

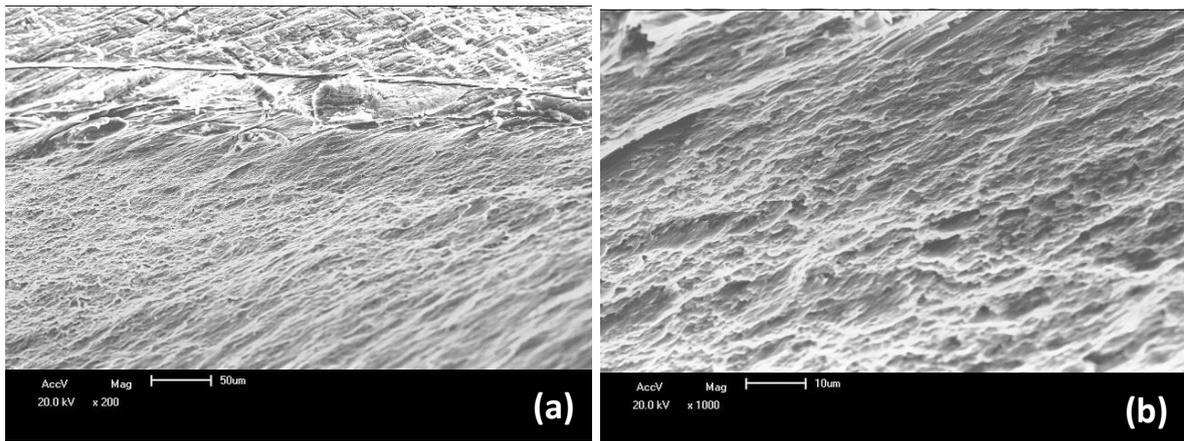


Figura 6.61 Imagens de MEV da região 3 onde ocorre o estágio final do processo de fratura. (a) Imagem mostrando a fratura final onde se evidencia uma fratura por sobrecarga por cisalhamento de modo dúctil. (b) Detalhe em maior aumento da região 3 mostrando a presença do coalescimento de microcavidades alongadas.

## 7.0 CONCLUSÕES

A partir do estudo da otimização de parâmetros de soldagem, assim como da influência individual das variáveis de processo na resistência das soldas e da avaliação da integridade das juntas soldadas visando a aplicação do processo FSpW em estruturas aeronáuticas, as seguintes conclusões principais foram obtidas no presente estudo:

- Os resultados experimentais mostraram que o Método *Taguchi*, quando considerada a faixa de variabilidade resultante do processo, foi eficaz na obtenção das combinações de parâmetros de soldagem que resultaram nas soldas de maior resistência, contudo a variabilidade do processo foi maior do que esperado;
- As combinações de parâmetros (Velocidade de Rotação, Tempo de Soldagem e Profundidade de Penetração) definidas como parâmetros de soldagem otimizados foram:
  - 1500rpm, 3s e 2,8mm para as chapas de 1,6mm de espessura;
  - 1500rpm e 2000rpm, 10s e 4,7mm para as chapas de 3,2mm de espessura.
- A variável de processo Tempo de Permanência não apresentou efeito benéfico ou até mesmo apresentou efeito deletério na resistência mecânica das soldas para os parâmetros de soldagem testados;
- A resistência estática (ao cisalhamento) alcançada pelas soldas produzidas com os parâmetros de soldagem otimizados apresenta-se em um nível comparável ao de rebites para uma liga semelhante;
- As configurações de junta que apresentaram as maiores resistências estática avaliada nos ensaios quase-estáticos foram as configurações ATC 1,5D-5D-3 e ATC 2D-5D-3 ( $L_b=1,5D$  e  $2D$ ,  $L_s=5D$  e  $N_s=3$ ). Conseqüentemente, estas mesmas configurações foram as que apresentaram a melhor eficiência estrutural como junta soldada;

- A análise das deformações principais desenvolvidas nas juntas durante os ensaios quase-estáticos revelou que a região com a maior concentração do carregamento localiza-se na chapa superior da junta na linha de soldas mais superior, sendo esta a região crítica no processo de falha da junta. Desta forma, observa-se a existência de uma distribuição não uniforme entre as linhas de soldas do carregamento aplicado;
- Entre as configurações de juntas avaliadas, a configuração ATC 2D-3D-3 ( $L_b=2D$ ,  $L_s=3D$  e  $N_s=3$ ) foi a que apresentou o melhor desempenho em fadiga. Neste caso, a configuração que resultou na maior resistência à fadiga não correspondeu com a configuração que apresentou a maior resistência estática;
- Embora a variável distância da borda ( $L_b$ ) não tenha apresentado influência na resistência estáticas das juntas, foi verificado nos ensaios de fadiga que para um melhor desempenho em fadiga é indicado o uso de  $L_b=1,5D$  quando utilizado duas linhas de soldas ( $N_s=2$ ) e  $L_b=2D$  no caso de três linhas de soldas ( $N_s=3$ ), indiferente da distância entre linhas de soldas ( $L_s$ );
- Embora a resistência estática apresentada encontre-se em um nível comparável ao de juntas rebitadas, a resistência à fadiga das juntas soldadas foi pouco satisfatório apresentando um desempenho inferior ao de rebites;
- O baixo desempenho em fadiga das juntas soldadas está associado à formação do “gancho” na região da solda que atua como uma descontinuidade pré-existente levando à supressão do período de vida em fadiga correspondente à nucleação de trincas, o que reduz bruscamente a vida em fadiga das juntas soldadas;

## 8.0 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

De maneira a dar continuidade ao trabalho que vêm sendo realizado no desenvolvimento do processo FSpW em termos de otimização de parâmetros de soldagem e avaliação da integridade estrutural das juntas soldadas visando a aplicação em estruturas aeronáuticas, propõe-se as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- Avaliar a resistência mecânica das soldas produzidas com os parâmetros definidos no presente estudo sob diferentes tipos de carregamentos, tais como ensaios de arrancamento (*pull-out tests*) e de arrancamento com flange (*coach peel tests*);
- Desenvolver um estudo da otimização de parâmetros de soldagem através de ferramentas estatísticas avaliando diferentes propriedades mecânica das soldas produzidas, tal como a resistência em fadiga;
- Desenvolver parâmetros de soldagem para a liga AA2198-T8 na condição anodizada e na presença de selantes na região de sobreposição das chapas, procedimentos estes adotados na produção de estruturas aeronáuticas a fim de prevenir problemas de corrosão;
- Iniciar o estudo da integridade estrutural das soldas produzidas com os parâmetros definidos para as chapas de 3,2mm de espessura;
- Uma vez que o desempenho em fadiga das juntas soldas não foi satisfatório, com o objetivo de melhorar a resistência à fadiga baseado nas características da solda observadas em termos de formação do “gancho”, sugere-se a avaliação do desempenho em fadiga de soldas produzidas por FSpW através da variável de processo “Penetração do Pino” (conforme descrito na seção 4.1.2). Neste sentido, acredita-se que alterações na morfologia do “gancho” formado na região da solda pode resultar em um comportamento diferenciado das juntas quando submetidas à fadiga.

- Por fim, tratando-se ainda da melhora da resistência à fadiga, devido às características observadas na propagação preferencial das trincas de fadiga no processo de falha das juntas (região com presença de óxido remanescente proveniente do material), sugere-se a remoção mecânica da camada de óxido presente na superfície das chapas antes do processo de soldagem e então avaliar o desempenho em fadiga das soldas produzidas. Desta forma, pretende-se eliminar qualquer tipo de caminho preferencial que possa facilitar a propagação das trincas de fadiga aumentando assim a sua resistência.

## 9.0 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Muci-Küchler, K.H., Kakarla, S.S.T., Arbegast, W.J., Allen, C.D. Numerical Simulation of the Friction Stir Spot Welding Process, SAE International, 2004.
  
- [2] da Silva A.A.M., dos Santos J.F., Rosendo T.R., Ramos F.D., Mazzaferro C.C.P. Performance Evaluation of 2-mm thick alclad AA2024 T3 aluminium alloy Friction Spot Welding. SAE Paper 07ATC-103, 2007.
  
- [3] Allen, C.D., Arbegast, W.J. Evaluation of Friction Spot Welds in Aluminum Alloys, SAE Tech, Paper 2005-01-12-52, SAE World Congress, Detroit, Michigan, April 11-14, 2005.
  
- [4] Noble B., Harris S.J., Katsikis S., Dinsdale K. Aerospace Applications: Analysis of the Potential of Lithium as an Alloying Addition to Aluminium Aerospace Alloys, Aluminium Alloys – Their Physical and Mechanical Properties, Vol.1, p.214-221, WILEY-VCH, 11th International Conference on Aluminium alloys, Aachen, Germany, 2008.
  
- [5] Viejo F., Liu Z., Yuan Y., Coy A.E., Thompson G.E., Skeldon P., Hashimoto T., Merino M.C., Warner T. Surface and Surface Treatment: Influence of Microstructure on the Corrosion Performance of and Al-Cu-Li alloy Treated by Laser Surface Melting, Aluminium Alloys – Their Physical and Mechanical Properties, Vol.2, p.2027-2033, WILEY-VCH, 11th International Conference on Aluminium alloys, Aachen, Germany, 2008.
  
- [6] Giumamarra C., Rioja R.J., Bray G.H., Magnunsen P.E., Moran J.P. Al-Li alloys: development of corrosion resistant, high toughness Aluminum-Lithium Aerospace

- alloys, *Aluminium Alloys – Their Physical and Mechanical Properties*, Vol.1, p.176-188, WILEY-VCH, 11th International Conference on Aluminium alloys, Aachen, Germany, 2008.
- [7] Wang R.Q., Zheng Z.Q., Wei X.Y., Li S.C. Ageing: Micro-alloying Effects of Ag, Mg and In on aging characteristics and microstructure of an Al-Cu-Li alloy, *Aluminium Alloys – Their Physical and Mechanical Properties*, Vol.1, 1939-1944, WILEY-VCH, 11th International Conference on Aluminium alloys, Aachen, Germany, 2008.
- [8] Dos Santos, M.R., Kuri, M.P., De Alcântara, N.G., Dos Santos, J.F. Sobreposição e Cruzamento de Soldas por Fricção Linear – FSW, *Soldagem & Inspeção*, Vol.10, No.4, p.155-163, 2005.
- [9] Zakharov, V.V. Some problems of the use of Aluminum-Lithium alloys, *Metal Science and Heat Treatment*, Vol.45, p.49-54, 2003.
- [10] Zeng, X.H., Ericsson, T. Anisotropy of elastic properties in various Aluminium-Lithium sheet alloys, *Acta Materialia*, Vol.44, No.5, p.1801-1812, 1996.
- [11] Jiang, N., Gao, X., Zheng, Z. Microstructure evaluation of aluminium-lithium alloy 2195 undergoing commercial production, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, Vol.20, p.740-745, 2010.
- [12] Rioja, R.J., Liu, J. *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol.43A, p.3325-3337, 2012.
- [13] Eswara Prasad, N., Gokhale, A.A., Rama Rao, P. Mechanical behavior of aluminium-lithium alloys, *Sadhana*, Vol.28, Parts 1 & 2, p.209-246, 2003.
- [14] Thoppul, S.D., Gibson, R.F. Mechanical characterization of spot friction stir welded joints in aluminium alloys by combined experimental/numerical approaches, *Materials Characterization*, Vol.60, p.1342-1351, 2009.

- [15] Su, P., Gerlich, A., North, T.H., Bendzsak, G.J. Material flow during friction stir spot welding, *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol.11, No.1, p.61-71, 2006.
- [16] Tozaki, Y., Uematsu, Y., Tokaji, K. A newly developed tool without probe for friction stir spot welding and its performance, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.210, Cap. 6-7, p. 844-851, 2010.
- [17] Fujimoto, M., Koga, S., Abe, N., Sato, Y.S., Kokawa, H. Microstructural analysis of stir zone of Al alloy produced by friction stir spot welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol.13, No.7, p.663-670, 2008.
- [18] Choi, D.H. Frictional wear evaluation of WC-Co alloy tool in friction stir spot welding of low carbon steel plates. *Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, Vol. 27, p. 931-936, 2009.
- [19] Schilling C., dos Santos J. Method and device for joining at least two adjoining work pieces by friction welding. U.S. Patent 6722556 B2 2004, April 20, 2004.
- [20] Rosendo, T.S. Estudo do Desempenho Mecânico de Solda(s) Ponto por Fricção (FSpW) da Liga AA6181-T4. Tese de Doutorado, PPGEM, UFRGS, 2009.
- [21] Rosendo, T., Parra, B., Tier, M.A.D., da Silva, A.A.M., dos Santos, J.F., Strohaecker, T.R., Alcântara, N.G. Mechanical and microstructural investigation of friction spot welded AA6181-T4 aluminium alloy, *Materials and Design*, Vol.32, p.1094-1100, 2011.
- [22] Patnaik A., Koch K., Arbegast W., Allen C. Static Properties of “Refill” Friction Spot Welded Skin Stiffened Compression Panels, SAE Tech. Paper 2006-01-0967, SAE World Congress, Detroit, Michigan, April 3-6, 2006.

- [23] Itapu, S.K., Muci-Küchler, K.H. Visualization of Material Flow in the Refill Friction Stir Spot Welding Process, SAE International, SAE Paper 2006-01-1206, 2006.
- [24] Mazzafero, J., Rosendo, T., Mazzafero, C., Ramos, F., Tier, M., Strohaecker, T., dos Santos, J. Preliminary Study on the Mechanical Behaviour of Friction Spot Welds, Soldagem Insp. São Paulo, Vol. 14, No. 3, p.238-247, Jul/Set 2009.
- [25] Uematsu, Y., Tokaji, K., Tozaki, Y., Kurita, T., Murata, S. Effect of re-filling probe hole on tensile failure and fatigue behaviour of friction stir spot welded joints in Al-Mg-Si alloy, International Journal of Fatigue, Vol.30, p.1956-1966, 2008.
- [26] Anawa E.M, Olabi A.G. Control of welding residual stress for dissimilar laser welded materials, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 204, p.22-33, 2008.
- [27] Anawa E.M., Olabi A.G. Effects of Laser Welding Conditions on Toughness of Dissimilar Welded Components, Applied Mechanics and Materials, Vol. 5-6, p.375-380, 2006.
- [28] Hunt F., Badarinarayan H., Okamoto K. Design of Experiments for Friction Stir Stitch Welding of Aluminium Alloy 6022-T4, SAE paper 2006-01-0970, 2006.
- [29] Muhammed O. S., Saleh H.R., Alwan H. L. Using of Taguchi Method to Optimize the Casting of Al-Si/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Composites, Eng. & Tech. Journal, Vol 27, No. 6, 2009.
- [30] Taguchi G., Chowdhury S., Wu Y. Taguchi's Quality Engineering Handbook, John Wiley & Sons, Inc., New Jersey, USA, 2005 (ISBN 0-471-41334-8).
- [31] Niu, Michael C. Composite Airframe Structures – Practical Design Information and Data, Hong Kong Conmilit Press Ltd., 1992 (ISBN 962-7128-06-6)

- [32] Niu, Michael C. *Airframe Stress Analysis & Sizing*, Hardcover, Hong Kong Conmilit Press Ltd., 2nd edition, 1998 (ISBN: 9627128082)
- [33] Ganji, N. *Parametric Study of Load Transfer in Two-Bolted Single Lap Hybrid (Bonded/Bolted) Shear Joints*, Tese de Mestrado, Chaithanya Bharathi Institute of Technology, Hyderabad, India, 2001.
- [34] Park, C. Y., Alten, F. G. Jr. A proposed fatigue test protocol for generic mechanical joints, *Engineering Failure Analysis*, vol. 13, p. 136-154, 2006.
- [35] Muller, R. P. G. *An Experimental and Analytical Investigation on the Fatigue Behaviour of Fuselage Riveted Lap Joints*, Tese de Doutorado, Structures and Materials Laboratory, Faculty of Aerospace Engineering, Delft University of Technology, Holanda, 1995.
- [36] Moreira, P. M. G. P. *A Contribution to the Study of Fatigue of Riveted Lap Joints*, Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, 2004.
- [37] Messler, R.W., Jr. *Joining of Materials and Structures: From Pragmatic Process to Enabling Technology*, Elsevier Butterworth-Heinemann, 2004 (ISBN: 0-7506-7757-0)
- [38] ISO 14273, *Specimen dimensions and procedure for shear testing resistance spot, seam and embossed projection welds*, 2000.
- [39] Lima, T. R. S. *Desenvolvimento de Metodologia para Determinação de Curvas de Resistência à Fratura de Materiais Elastoplásticos pela Análise do Campo Deformacional à Frente da Ponta da Trinca*, Tese de Doutorado, PPGE3M, UFRGS, 2011.

- [40] Military Handbook - MIL-HDBK-5J: Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures, 2003.
- [41] Cavaliere P., Cabibbo M., Panella F., Squillace A. 2198 Al-Li plates joined by Friction Stir Welding: Mechanical and microstructural behavior, *Materials and Design*, vol. 30, p.3622-3631, 2009.
- [42] Nandan R., DebRoy T., Bhadeshia H.K.D.H. Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment structure and properties. *Progress in Materials Science*, vol. 53, p.980-1023, 2008.
- [43] Denquin A., allehaux D., Lapasset G., Ostersehlte H. Microstructural Phenomena of FSW Joints: Friction Stir welding Behaviour of 2098 Type Alloys and Resulting Weld Properties, *Aluminium Alloys – Their Physical and Mechanical Properties, Vol.2, 1939-1944*, WILEY-VCH, 11th International Conference on Aluminium alloys, Aachen, Germany, 2008.
- [44] Lathabai S., Painter M.J., Cantin G.M.D., Tyagi V.K. Friction Stir Spot Welding of Automotive Lightweight Alloys, 7th International Conference on Trends in Welding Research, May 16-20, Georgia, USA, 2005.
- [45] Lathabai S., Painter M.J., Cantin G.M.D., Tyagi V.K. Friction spot joining of an extruded Al–Mg–Si alloy, *Scripta Materialia*, vol. 55, 899-902, 2006.
- [46] Yin Y.H., Sun N., North T.H., Hu S.S. Hook formation and mechanical properties in AZ31 friction stir spot welds, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, 2062-2070, 2010.
- [47] Li Q.M., Mines, R.A.W., Birch R.S. Static and dynamic behaviour of composite riveted joints in tension, *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 43, 1591-1610, 2001.

- [48] Hart-Smith L.J. An Engineer's Viewpoint on Design and Analysis of Aircraft Structural Joints, International Conference on Aircraft Damage Assessment and Repair, Melbourne, Australia, August 26-28, 1991.
- [49] Cao, X., Jahazi, M. Effect of Welding Speed on Lap Joint Quality of Friction Stir Welded AZ31 Magnesium Alloy, Trends in Welding Research, Proceedings of the 8th International Conference, Pine Mountain, Georgia, USA, June 1-6, p.72-80, 2008.
- [50] Yin, Y. H., Ikuta, A., North, T. H. Microstructural features and mechanical properties of AM60 and AZ31 friction stir spot welds, Materials and Design, vol.31, p. 4764-4776, 2010.
- [51] Yin, Y. H., Sun, N., North, T.H., Hu, S. S. Hook formation and mechanical properties in AZ31 friction stir spot welds, Journal of Materials Processing Technology, vol. 210, p. 2062-2070, 2010.
- [52] Liao, M., Shi, G., Xiong, Y. Analytical methodology for predicting fatigue life distribution of fuselage splices, International Journal of Fatigue, vol. 23, p.S177-S185, 2001.
- [53] Skorupa, M., Skorupa, A., Machniewicz, T., Korbel, A. Effect of production variables on the fatigue behavior of riveted lap joints, International Journal of Fatigue, vol.32, p.996-1003, 2010.
- [54] Guo, R., Duan, R. C., Mesmacque, G., Zhang, L., Amrouche, A., Guo, R. Fretting fatigue behavior of riveted Al 6XXX components. Materials Science and Engineering A, p.398-401, 2008.
- [55] Schijve, J. Fatigue damage in aircraft structures, not wanted, but tolerated? International Journal of Fatigue, vol. 31, p.998-1011, 2009.

## 10. APÊNDICE I

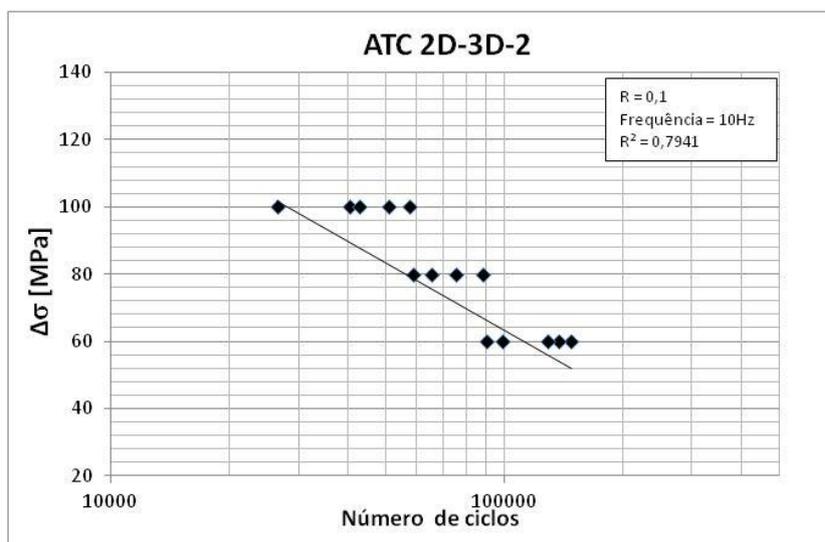


Figura 10.1 Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 2D-3D-2.

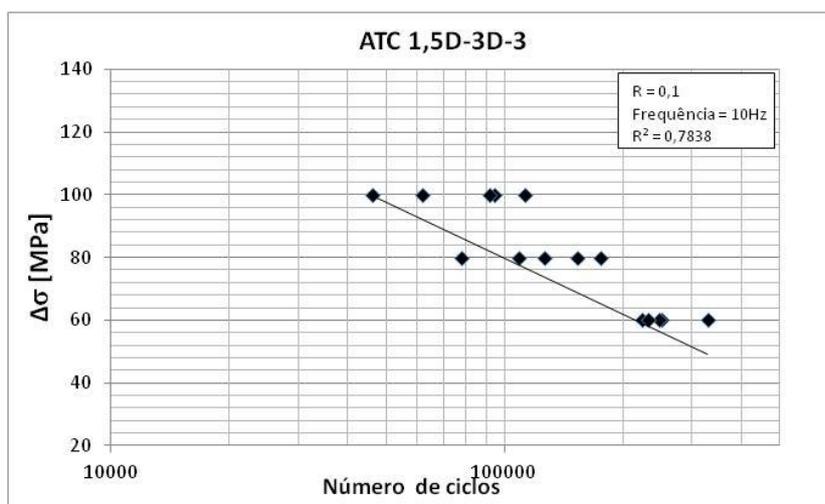


Figura 10.2 Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 1,5D-3D-3.

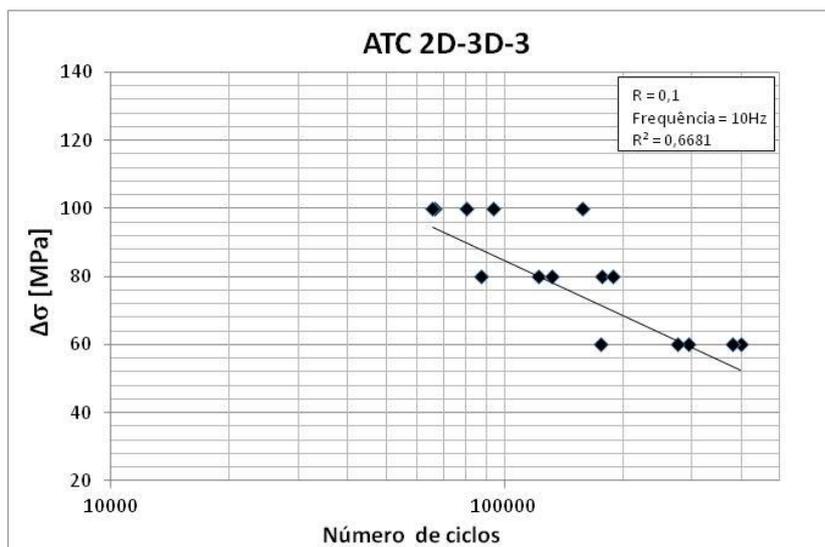


Figura 10.3 Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 2D-3D-3.

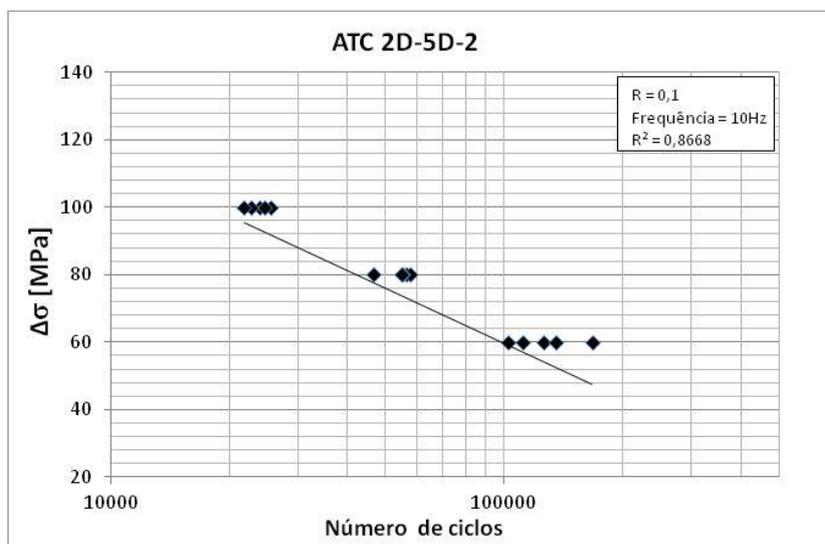


Figura 10.4 Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 2D-5D-2.

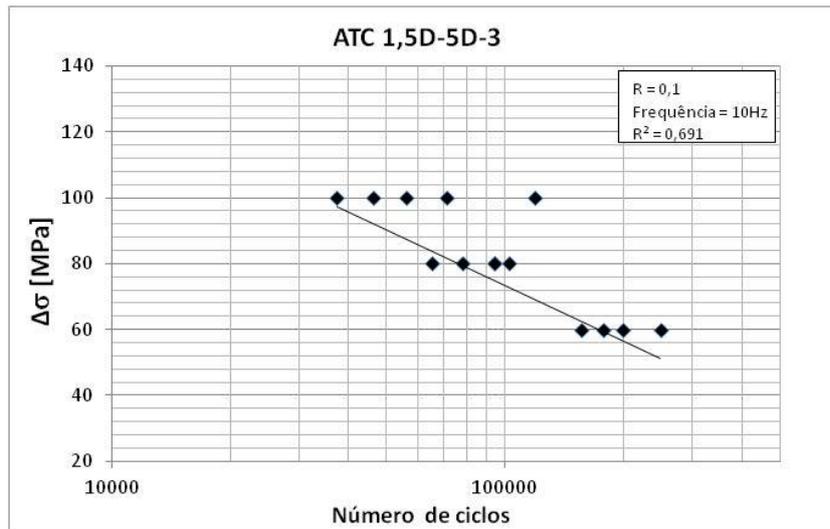


Figura 10.5 Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 1,5D-5D-3.

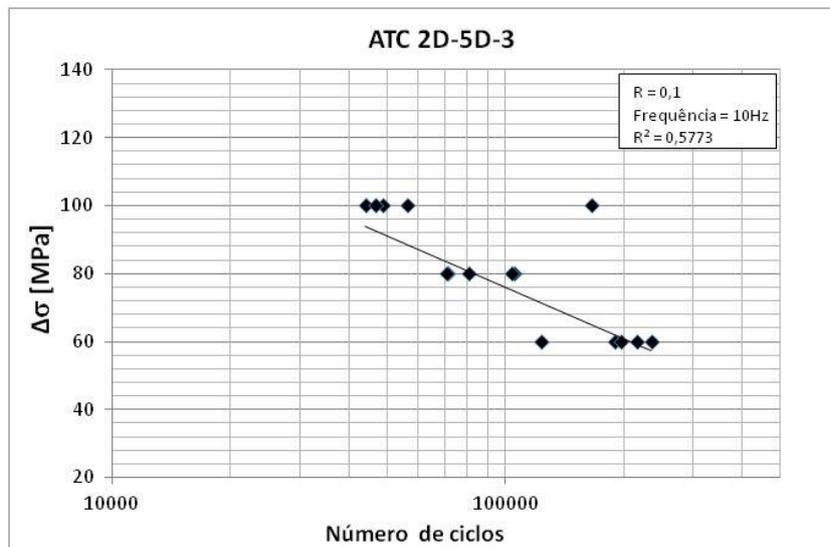


Figura 10.6 Curva de Wohler obtida através dos resultados dos ensaios de fadiga para a configuração ATC 2D-5D-3.